

鉄道総研報告

第37巻 第6号

2023年6月

論文

- 車両** 車両駆動用主回路蓄電池の電圧電流脈動測定による内部抵抗把握手法
..... 尾崎興介, 田口義晃, 渡邊有人 (1)
- 車両** フェーズドアレイ超音波探傷法の台車部品への適用
..... 牧野一成 (7)
- 施設** 変位抑止対策にソイルバットレスを用いた掘削土留め工の遠心模型実験と設計法
..... 牛田貴士, 中島卓哉, 松丸貴樹, 仲山貴司, 平岡伸隆, 伊藤和也 (15)
- 施設** 小型地平ホーム上家の風圧力及び部材応答に対する壁面の開口の影響
..... 石川大輔, 清水克将, 鈴木実, 野口雄平 (23)

調査報告

- 施設** 加圧注入型地山補強土工法の開発と施工
..... 倉上由貴, 中島進, 別府正顕, 矢崎澄雄 (31)

車両駆動用主回路蓄電池の電圧電流脈動測定による 内部抵抗把握手法

尾崎 興介* 田口 義晃** 渡邊 有人**

A Method of Internal Resistance Estimation by Measuring Ripple During Charging for Traction Battery

Kosuke OSAKI Yoshiaki TAGUCHI Aruto WATANABE

We developed a method for calculating internal resistance using RMS values of ripple voltage and current in charging process of a traction battery. Since the ripple voltage and current contain many frequency components, we built frequency filters to measure required components. The internal resistance calculated by the developed method was found to be in good agreement with the value calculated using the main frequency components of ripple. The results showed the effectiveness of the developed method using frequency filter and RMS value meter which are small and inexpensive devices.

キーワード：交流架線式蓄電池電車，ディーゼルハイブリッド車両，主回路蓄電池，リップル成分

1. はじめに

近年，非電化区間における老朽化した気動車の置き換えや環境性能向上を目的として，蓄電池のみで走行可能な電車や蓄電池を搭載したディーゼルハイブリッド車両の導入が進んでいる。車両駆動用主回路蓄電池（以下，主回路蓄電池）を搭載した車両は従来の液体式ディーゼル気動車に比べ，主電動機による駆動方式であるため保守性に優れ，電車並みの走行性能を得ることができる。また，主回路蓄電池によりブレーキ時の回生エネルギーを有効活用できるため環境負荷低減に寄与することができる。

近年導入されたこれらの車両の主回路蓄電池には，リチウムイオン電池が搭載されており，車種毎に専用設計となる蓄電池システムのコストは車両全体の経済性を左右する。すなわち，蓄電池を長寿命に使用できれば経済的に有利となり，併せて信頼性確保にもつながる。

リチウムイオン電池は通電サイクルや高温等により容量低下や内部抵抗の増加といった劣化が生じ，蓄電池電車では出力低下や走行可能距離減少の要因になる。ディーゼルハイブリッド車両では蓄電池の最大電力の減少により，回生電力量の減少やエンジン稼働率の増大を生じ，環境負荷増加の要因となる。リチウムイオン電池の交換を計画するためには劣化の進展を把握する必要がある。簡便な手法が望まれる。通常，電池の劣化を把握するためには，定期的に車両を運用から外して現車試験を行う，あるいは車両から電池を取り外して単体試験を行う必要があるため手間を要する。そこで著者らは，主回路蓄電池の充電を行う際に，電圧や電流に交流架線や

ディーゼルエンジンに起因する微小な脈動成分（以下，リップル）が含まれていることに着目し，これを利用することにより内部抵抗を簡便に把握する手法の検討を行った¹⁾²⁾。充電時のリップルを活用できれば，車両の運用中に電池の劣化をトレースし，運用中以外の測定を省略できる可能性がある。本稿では，提案手法の概要について述べたのち，交流架線式蓄電池電車（以下，形式 A）とディーゼルハイブリッド車両（以下，形式 B）を対象とした現車試験による提案手法の評価結果を報告する。

2. 既存の内部抵抗把握手法

リチウムイオン電池の内部抵抗を把握する手法は，所定の通電条件の下で専用機器を用いて測定する手法と，実使用環境での通電条件で試験を行う手法に分けられる。前者はさらに，直流電流を流した際の電圧変化から算出する直流法と，交流電流を流した際の電圧変化による交流法に分けられる。本章ではこれらの特徴と鉄道車両に応用する上での課題を述べる。

2.1 所定の通電による把握

2.1.1 直流法

電池の直流電流値を ΔI [A] 変化させる前と所定時間経過までの電圧変化 ΔV [V] から，式 (1) により直流内部抵抗 R_{dc} [Ω] を算出する。大電流を通電した際の性能評価に適しており，対応する電源装置が必要であるが，汎用の測定器を活用できる。

$$R_{dc} = \frac{\Delta V}{\Delta I} \quad (1)$$

* 元 車両技術研究部 駆動システム研究室

** 車両技術研究部 駆動システム研究室

2.1.2 交流法

微小な正弦波交流電流 I [A] を通電した際の電池電圧の交流分 V [V] を測定し、これらの実効値の比で定義される交流内部抵抗 R_{ac} を式 (2) により算出するか、複素数の比である内部インピーダンス Z を式 (3) により算出する。式 (2) による算出は JIS C 8715-1 に規定されており、 $1\text{kHz} \pm 0.1\text{kHz}$ の交流を用いて行う³⁾。電池の出荷検査等で用いられる手法で、比較的安価な測定器で計測できる。式 (3) による算出は複数の周波数を用いて行い、周波数特性を調べる場合に用いられる。情報量が多く内部抵抗の因子を推定できるため、電池材料評価にも活用可能である。なお本稿では、式 (4) に示すように、式 (3) の右辺 \dot{V}/\dot{I} の絶対値をとった V/I より算出した内部インピーダンス Z を厳密値として扱う。また、直流法で測定したもののみを内部抵抗と称し、交流法で測定した場合は内部インピーダンスとして区別する場合もあるが、本稿では煩雑としないために両者をまとめて内部抵抗と称する。

$$R_{ac} = \frac{V_{rms}}{I_{rms}} \quad (2)$$

$$\dot{Z} = \frac{\dot{V}}{\dot{I}} \quad (3)$$

$$Z = \frac{V}{I} \quad (4)$$

2.1.3 課題点

鉄道用の車載電池は高電圧であるため、測定器が対応できない場合がある他、安全上の理由から測定器の接続が容易でない場合が多い。そのため、測定毎に車両から電池を取り外し、測定の手間を要するとすると、多数かつ高頻度の測定は現実的とは言えない。また、測定には専用の測定器や電源装置が必要であり、そのためのコストが課題となる。経年劣化を把握する目的においては新品時の値に対する相対値が得られればよいため、式 (1) ~ 式 (4) で定義された厳密な指標は必須ではなく、類似の指標で代用できる可能性がある。

2.2 実使用環境の通電による把握

2.2.1 内部等価回路の推定

実使用時に通電される様々な電流変化とそれによる電圧変化を利用して、内部抵抗を電気回路で表現した内部等価回路を推定する手法である⁴⁾⁵⁾。目的に応じて、演算処理がリアルタイムまたは後処理の違い、等価回路定数の数や種類に違いがある。得られた等価回路から式 (3) の周波数特性を近似的に求めることも可能である。

2.2.2 課題点

高精度な推定結果を得るには、通電の実態やノイズ状況に応じた推定アルゴリズムの選択や構築、パラメータ調整が必要であり、現在、特定車種に対応するための推定アルゴリズムを別途開発中である。また、車上記録データを後処理にかける場合は手間を減らす自動化等の配慮も必要となる。

3. 提案する内部抵抗把握手法とフィルタ設計

3.1 提案手法の概要とフィルタ設計方針

本稿では、主回路蓄電池充電時のリップル電圧、電流より、卓越した主成分（以下、主要周波数）近傍を抽出し、その実効値から 2.1.2 項で示した JIS 方式に準じた内部抵抗把握手法を提案する。JIS 方式では、 $1\text{kHz} \pm 0.1\text{kHz}$ の正弦波交流を電池に印加するが、提案手法では充電中のリップルの主要周波数を使用する。

主回路蓄電池充電時には主要周波数以外の不要なリップル成分やノイズ等も重畳しており、これらは実効値演算に誤差を与えるため、なるべく主要周波数近傍を狭い帯域で抽出する必要がある。この際、蓄電池電圧と電流に含まれる直流成分の除去も課題となる。特定の周波数成分を把握、抽出するためにはスペクトラムアナライザ等の専用機器を用いる方法や、フィルタを用いる方法がある。専用機器は比較的簡単に周波数成分を把握できるが、2.1.3 項で述べたように車載環境での測定に不向きである。一方、フィルタは把握する周波数毎に専用設計となるものの、比較的安価で小型であるため、車載環境での測定に適している。また、フィルタにはデジタルフィルタとアナログフィルタがあり、前者は周囲温度や経年変化の影響が小さい利点があるが、本用途では微小なリップル成分の抽出を目的とするため、直流分や同相ノイズを除去するアナログフィルタが前段に必要となることが想定される。一方、後者では直流分や同相ノイズ除去の機能と必要周波数成分を抽出・増幅する機能を一体とした設計が可能であり、構成部品の入手も容易である。そのため今回は、リップルの主要周波数近傍を抽出するためのバンドパスフィルタ (BPF) をアナログ回路にて設計した。

車両形式によって充電時のリップルの主要周波数が異なるため、次節では形式 A、形式 B の各々に対してリップルの主要周波数近傍の抽出に適した BPF の設計について説明する。その後、各形式の現車試験の結果から提案手法の評価について述べる。

3.2 現車試験の測定系とフィルタの設計

3.2.1 交流架線式蓄電池電車

形式 A の主回路蓄電池充電時のリップルの主要周波数は 120Hz であり、交流 60Hz の架線電圧の整流に由来

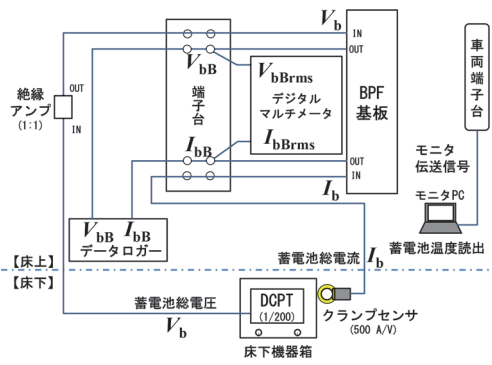


図1 現車試験の測定系 (形式 A)

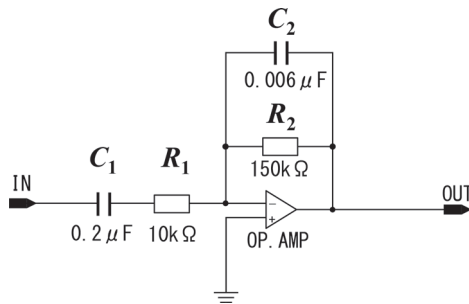


図2 BPF 基板の回路図 (形式 A)

するものである。

図1に現車試験の測定系を示す。 V_b は車両常設の計器用変圧器(DCPT)にて1/200に変換された主回路蓄電池総電圧、 I_b は仮設センサにて500A/Vで取得した主回路蓄電池総電流である。これら V_b 、 I_b から主要周波数である120Hz近傍のリプルを抽出し、利得20dB程度を得るために、図2に示すオペアンプを使用したBPF回路を設計、実装した。BPF基板の出力を V_{bB} 、 I_{bB} とし、波形をデータロガーにて取得、並びにその実効値を V_{bBrms} 、 I_{bBrms} としてデジタルマルチメータにて取得した。また、内部抵抗の温度依存性を把握するため、蓄電池温度を車両モニタ装置への伝送線より取得した。

3.2.2 ディーゼルハイブリッド車両

形式Bでは、車両が静止状態における充電時のエンジン回転数は充電率(SOC, State of Charge)に応じて1N発電とアイドルアップ発電の2つのモードが自動的に切り替わり、これに応じて充電電流値も変化する(充電電流値:1N発電 > アイドルアップ発電)。文献2の結果から、充電時のリプルの主要周波数は1N発電時で113Hzと300Hz、アイドルアップ発電時で45Hzと90Hzであり、これらはエンジン回転に起因するものである。

図3に現車試験の測定系を示す。 V_b は蓄電池配線より直接取得し、絶縁アンプで1/200に変換した主回路蓄電池総電圧、 I_b は仮設センサにて500A/Vで取得した主回路蓄電池総電流である。取得した V_b 、 I_b から主要周波数近傍のリプルを抽出するためにBPF基板へ入力、その後

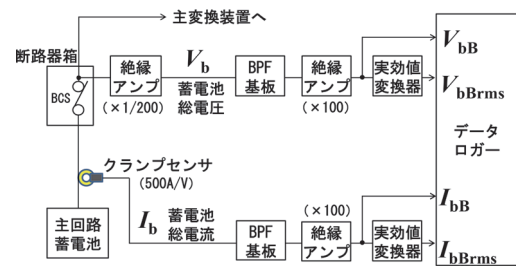


図3 現車試験の測定系 (形式 B)

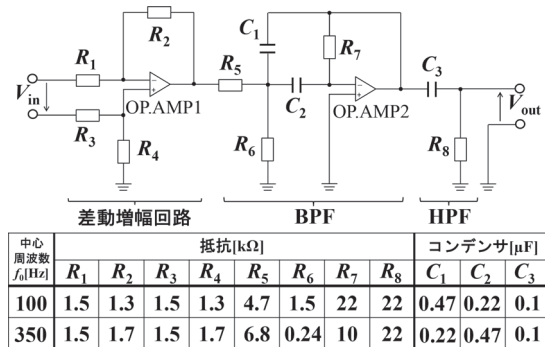


図4 BPF 基板の回路図 (形式 B)

絶縁アンプで100倍に増幅した信号をそれぞれ V_{bB} 、 I_{bB} とした。形式Bの測定では V_{bB} 、 I_{bB} の実効値をより正確に測定するために実効値変換器を使用し、出力された演算値 V_{bBrms} 、 I_{bBrms} はデータロガーにて記録した。蓄電池温度は、運転台の車両モニタ装置の表示にて取得した。現車試験における測定機器や試験時間等の制約を考慮し、アイドルアップ発電時の45Hz近傍の測定は除外した。

図4にBPF基板の回路図を示す。BPF基板は、1N発電時113Hz近傍とアイドルアップ発電時90Hz近傍の測定用の中心周波数 $f_0=100\text{Hz}$ のものと、1N発電300Hz近傍の測定用の $f_0=350\text{Hz}$ のものを設計、実装した。形式Bでは、実際に測定する信号はリプル電圧で0.01Vオーダー、リプル電流で0.001Vオーダーと微小であり、観測ノイズや使用するオペアンプのオフセットが測定結果に影響するためこれらを見逃すことができない。そのため、BPF基板には同相ノイズ除去用の差動増幅回路とオフセット除去用のハイパスフィルタ(HPF)を組み込んだ。

4. 交流架線式蓄電池電車の現車試験における提案手法の評価

4.1 測定方法

形式Aの現車試験では、SOC78%を充電完了、15%を放電完了として、充電については蓄電池総電流225A、120A、45A、放電については同225A(いずれも直流成分の指令値)で通電した。測定は、各充電時に V_{bB} 、 I_{bB} をデータロガー(1kHzサンプリング)にて記録、また5

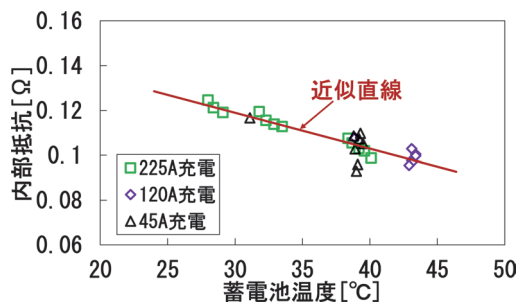


図5 内部抵抗 (Z_{Brms}) と蓄電池温度の関係 (形式 A)

分毎に V_{bBrms} と I_{bBrms} , 蓄電池温度を目視にて読み出した。なお, 現車試験は走行を伴わない定置試験であり, 充放電回数を確保するために, 放電は空調等の補機負荷に加え, バンタグラフを介して架線へ回生する方法としており, 実際の走行時の放電方法とは異なる。

4.2 提案手法による内部抵抗の算出

提案手法による内部抵抗 Z_{Brms} はデジタルマルチメータより読み出した V_{bBrms} と I_{bBrms} を式 (2) に代入して算出した。図5に算出した Z_{Brms} と蓄電池温度との関係を示す。 Z_{Brms} の近似直線は蓄電池温度上昇に伴って減少する妥当な傾向を確認した。

4.3 提案手法の評価

提案手法によって算出した Z_{Brms} の妥当性を, リプルの主要周波数である 120Hz の電圧振幅と電流振幅から算出した内部抵抗の厳密値との比較, 及び直流内部抵抗との温度依存性の比較にて評価する。

4.3.1 リプル主要周波数の振幅による厳密値との比較

リプルの主要周波数 120Hz における内部抵抗の厳密値 $Z_f (Z_{120})$ は, 充電時 5 分毎の V_{bB} , I_{bB} の時系列データを高速フーリエ変換 (FFT) して得た, 電圧振幅 $V_f (V_{120})$ と電流振幅 $I_f (I_{120})$ を式 (4) に代入して算出した (添え字 f : 主要周波数)。

図6に示すように, 提案手法から得た Z_{Brms} は, 厳密値である Z_{120} とほぼ同等の近似直線となり, 両者の差異は 25°C ~ 45°C の範囲で最大約 8.3% と概ね一致することを確認した。実効値による内部抵抗には, BPF で除去しきれない 120Hz 以外の成分も影響しているがその影響は小さく, 簡易な実効値ベースの算出値であっても有用であることを示す結果である。

4.3.2 温度依存性の比較

内部抵抗の温度依存性の比較は, 新品電池の基礎実験により得られた直流内部抵抗の曲線近似値, 図6の Z_{Brms} の直線近似値と厳密値 Z_{120} の直線近似値の3者で行った。直流内部抵抗は厳密な 2.1.1 項の方法で算出を行うが, 形式 A では現車試験実施上の制約により, 幅広い温度範囲で直流内部抵抗を得ることができなかつ

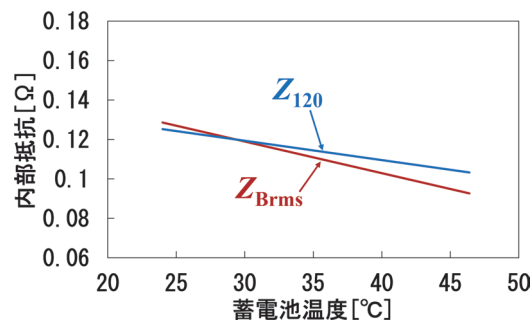


図6 内部抵抗 (Z_{120} , Z_{Brms}) の比較 (形式 A)

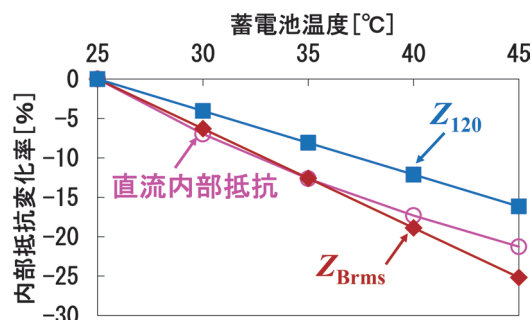


図7 内部抵抗の温度依存性比較 (形式 A)

た。そのため, 新品電池の基礎実験により得た直流内部抵抗と比較を行った。また温度依存性の比較のため, 内部抵抗値そのものではなく変化率 (%) にて行い, 蓄電池温度 25°C 時の内部抵抗値を基準 (0%) として 30°C ~ 45°C までの 5°C 毎の変化率を比較した。

図7に示すように, Z_{Brms} の内部抵抗変化率と基礎実験における直流内部抵抗の内部抵抗変化率との差異は 5% 程度, 現車試験の Z_{120} との差異は 9% 程度と小さく, 温度依存性は概ね一致していることを確認した。

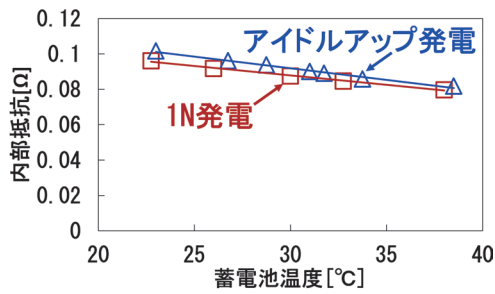
5. ディーゼルハイブリッド車両の現車試験における提案手法の評価

5.1 測定方法

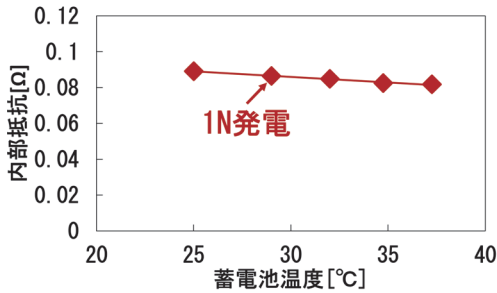
形式 B の現車試験についても走行を伴わない定置試験で行った。充放電は SOC65% を充電完了, 20% を放電完了として行った。測定は, 充電 1N 発電とアイドルアップ発電時の V_{bB} , I_{bB} 並びに V_{bBrms} , I_{bBrms} をデータロガー (1kHz サンプリング) にて記録, 各充電開始直後の蓄電池温度を目視にて読み出した。なお, 放電はエンジンを強制停止として室内灯や空調等の補機負荷にて行った。

5.2 提案手法による内部抵抗の算出

提案手法による内部抵抗 Z_{Brms} はデータロガーにて計測した各充電開始直後の V_{bBrms} と I_{bBrms} を式 (2) に代入して算出した。図8に算出した Z_{Brms} と蓄電池温度との関



(a) $f_0=100\text{Hz}$ BPF



(b) $f_0=350\text{Hz}$ BPF

図8 内部抵抗 (Z_{Brms}) と蓄電池温度の関係 (形式 B)

係を示す。形式 A 同様に、 Z_{Brms} の近似直線は蓄電池温度上昇に伴って減少する妥当な傾向を確認した。

5.3 提案手法の評価

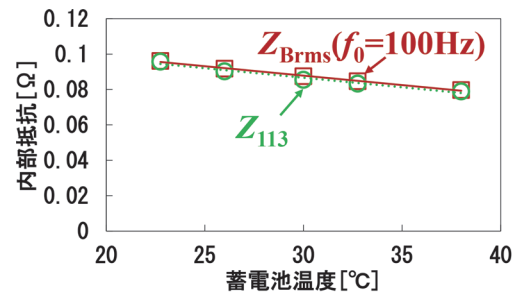
形式 A 同様、提案手法によって算出した Z_{Brms} の妥当性を、リップルの主要周波数の電圧振幅と電流振幅から算出した内部抵抗の厳密値との比較、及び直流内部抵抗との温度依存性の比較にて評価する。

5.3.1 リプル主要周波数の振幅による厳密値との比較

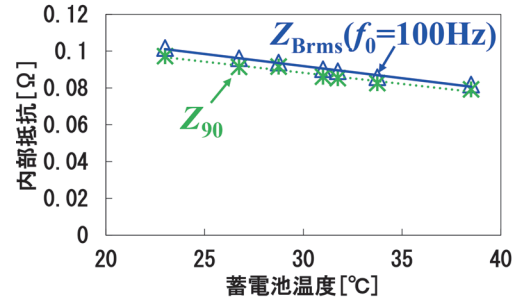
リップルの主要周波数における内部抵抗の厳密値 Z_f は、各充電開始直後の V_{bb} 、 I_{bb} の時系列データを FFT 処理して得た電圧振幅 V_f と電流振幅 I_f を式 (4) に代入して算出した。図 9 に提案手法にて算出した Z_{Brms} と厳密値 Z_f との近似直線の比較を示す。いずれも厳密な Z_f の近似直線と提案手法による Z_{Brms} の近似直線はほぼ一致した。形式 B ではリップルの振幅が形式 A よりも一桁以上小さいが、提案する実効値ベースの算出値は有用であることを示す結果である。

5.3.2 温度依存性の比較

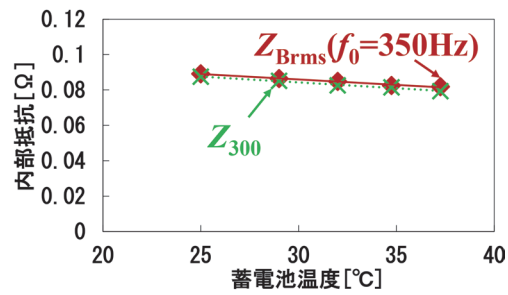
内部抵抗の温度依存性の比較は、現車試験における直流内部抵抗 R_{dc} の直線近似値と図 9 の各 Z_{Brms} の直線近似値の 4 者にて行った。現車試験における直流内部抵抗 R_{dc} は、充電打ち切り直前と充電打ち切り 1 分後における蓄電池総電圧値の差分、総電流値の差分から式 (1) を用いて算出した。蓄電池温度 25°C 時の内部抵抗値を基準 (0%) として 30°C~40°C までの 5°C 毎の変化率を比較した。図 10 に示すように、 R_{dc} と $f_0=100\text{Hz}$ BPF 基板による Z_{Brms} の内部抵抗変化率の差異は 5% 以下と温



(a) 1N 発電 Z_{113} ($f_0=100\text{Hz}$ BPF)



(b) アイドルアップ発電 Z_{90} ($f_0=100\text{Hz}$ BPF)



(c) 1N 発電 Z_{300} ($f_0=350\text{Hz}$ BPF)

図9 内部抵抗 (Z_f , Z_{Brms}) の比較 (形式 B)

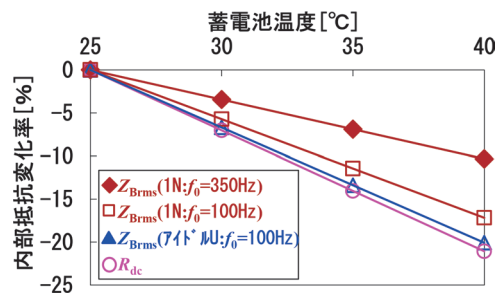


図10 内部抵抗の温度依存性比較 (形式 B)

度依存性は概ね一致している一方で、 $f_0=350\text{Hz}$ BPF 基板による Z_{Brms} の内部抵抗変化率は前者と比較して緩やかとなった。これは、リチウムイオン電池の実際の周波数特性が現れたものと考えられる。

6. 提案手法の活用性と課題

6.1 提案手法の活用性

提案手法である主回路蓄電池充電時のリップルの実効値

により算出した内部抵抗は、蓄電池温度 25℃～40℃程度の範囲において、主要周波数の振幅により算出した厳密値と概ね一致することを確認した。これは FFT 分析等を用いることなく、周波数フィルタと実効値演算機能のみで内部抵抗を把握できる可能性を示している。温度依存性を利用して統一した温度での値に換算すれば、提案手法による内部抵抗が経年変化を把握するための相対的な指標となる可能性が高い。以上より、主要周波数近傍のリプルを抽出するシステムを実車両へ搭載し、車載装置等が主回路蓄電池の内部抵抗をリアルタイム算出、記録することで経年変化をトレースできる可能性がある。提案手法は、主回路蓄電池充電時のリプルの主要周波数を把握、抽出することで、主回路蓄電池を搭載した他の車種においても適用可能と考える。

6.2 実現に向けた課題

本稿では、提案手法による内部抵抗の評価を、現車試験における厳密値との比較及び直流内部抵抗との温度依存性の比較にて行ったが、専用機器を用いた厳密な精度評価を別途行うことが望ましい。また、提案手法による内部抵抗の経年変化トレースについては精度評価に至っておらず、厳密な直流内部抵抗と提案手法による内部抵抗とを、電池劣化の進展に応じて逐次比較する必要がある。さらに、充電時のリプルは微小であるため、実車両に適用する際には適用箇所に応じたノイズ対策が別途必要となる可能性がある。

7. まとめ

本稿では、車両駆動用主回路蓄電池搭載車両において充電時の電圧、電流リプルの実効値により蓄電池の内部抵抗を把握する手法を提案し、交流架線式蓄電池電車とディーゼルハイブリッド車両における現車試験による評価を行った。これにより得られた結果を以下に示す。

- (1) 主回路蓄電池充電時のリプルの主要周波数近傍を抽出する BPF 基板を開発して適用した結果、リプルの実効値より算出した内部抵抗は、FFT 分析に基づき厳密に算出した内部抵抗とほぼ一致した。
- (2) リプルの実効値より算出した内部抵抗の温度依存性は、蓄電池温度上昇に伴って減少する妥当な傾向を示した。また、注目するリプルの周波数によっては、厳密な直流内部抵抗と温度依存性が異なる場合があった。

以上より、提案手法を組み込んだシステムを実車両に搭載すれば、別途の試験を行う必要がなく、車両運用中に内部抵抗の経年変化をトレースできる可能性が高い。

今後は、提案手法による内部抵抗値の評価を深度化するため、専用機器を用いた厳密な精度評価や、経年変化をトレースした際の精度評価を行っていく予定である。加えて、提案システムをより小型で安価に構成し、耐ノイズ性能を向上させるため、汎用マイコンの活用を検討中である。

提案手法が将来、状態監視システム等に活用され、主回路蓄電池の劣化状況を把握する一助となれば幸いである。

謝 辞

本研究における現車試験の実施にあたり、九州旅客鉄道株式会社の関係者には多大なご協力をいただいた。この場を借りて厚くお礼申し上げる。

文 献

- 1) 尾崎興介, 渡邊有人, 田口義見: 交流架線式蓄電池電車で主回路蓄電池の充放電時のリプル測定による内部抵抗把握手法の検討, 電気学会 交通・電気鉄道/リニアドライブ合同研究会, TER-22-003, LD-22-003, pp.13-18, 2022
- 2) 尾崎興介, 渡邊有人, 田口義見: ディーゼルハイブリッド車両用主回路蓄電池の充電時のリプル測定による内部抵抗把握手法の検討, 電気学会 自動車/交通・電気鉄道合同研究会, VT-22-013, TER-22-068, pp.15-20, 2022
- 3) JIS C 8715-1: 産業用リチウム二次電池の単電池及び電池システム-第1部: 性能要求事項-, 6.5 内部抵抗, 日本産業規格, 2018
- 4) 田口義見, 小笠正道: 架線ハイブリッド電車でリチウムイオン電池の充電率推定手法, 鉄道総研報告, Vol.26, No.10, pp.35-40, 2012
- 5) 田口義見, 門脇悟志, 吉川岳, 加藤宏和, 佐藤賢司, 関野正宏, 月原達也, 吉川賢一: 鉄道車両制御回路用リチウムイオン電池の劣化診断手法基礎検討, 令和3年電気学会全国大会, No.5-158, pp.259-260, 2021

フェーズドアレイ超音波探傷法の台車部品への適用

牧野 一成*

Application of Phased Array Ultrasonic Testing Method to Flaw Detection in Vehicle Bogie Parts

Kazunari MAKINO

An imaging technology by the phased array ultrasonic testing (PAUT) was applied to bogie part inspection, targeting welded parts in bogie frames and wheel seats in axles. Regarding bogie frames, the superiority of PAUT was confirmed in detecting inclined surface flaws, and the effect of paint thickness on the echo height was clarified. When PAUT was applied to an actual bogie frame, the results of flaw detection were visualized clearly, demonstrating the effectiveness of PAUT in bogie frames. Regarding axles, when PAUT was applied to a wheel seat using shear-wave and longitudinal-wave angle beam inspection techniques, flaws on the wheel seat were detected and visualized in a wheel-fitted state.

キーワード：フェーズドアレイ，超音波探傷，台車枠，車軸

1. はじめに

鉄道車両の台車枠や車軸などの台車部品に対して、製造時あるいは定期検査時に超音波探傷試験や磁粉探傷試験などの非破壊検査が適用されている¹⁾²⁾。

溶接構造を有する台車枠に関しては、主要な溶接部に対して超音波探傷試験による溶接内部の検査が製造時に行われ、一定の溶接品質が確保されている。その前提で、鉄道車両の定期検査では、供用中の負荷に起因する溶接部表面のきずを対象とする検査体系が構築されており、主に目視試験や磁粉探傷試験が適用されてきた。ところが近年、図1に示す台車枠の側ばりと部材との溶接内部、あるいは側ばりの内部補強との溶接部が起点と考えられる台車枠の損傷³⁾⁴⁾が発生し、鉄道事業者に対しても定期検査において、台車形式に応じて台車枠の溶接内部の探傷技術が求められるようになった。

一方、車軸に関しては、車両の定期検査において、表面きずに対しては磁粉探傷試験が、車輪や歯車等とのはめ合い面などに発生する直接目視できないきずに対しては超音波探傷試験が適用されている。車軸では、安全上の問題となる損傷は近年発生していないが、特に超音波探傷においては、超音波波形からきずの有無を判断するには相応の経験が必要で、車両検修現場における技術継承の上で課題がある。

以上のように、台車枠や車軸などの台車部品において超音波探傷試験は重要な役割を果たしているが、現状では、振動子を1個のみ有する斜角探触子を用いた従来の超音波斜角探傷法（以下、従来 UT）の適用が主流である。一方、超音波探傷試験における一つの技法として、

多数の振動子を並列配置したアレイ探触子を用いて、超音波の伝搬方向や焦点を電子的に制御して探傷するフェーズドアレイ超音波探傷法（以下、PAUT）⁵⁾⁶⁾が近年注目されている。鉄道車両以外の各種構造物に対しても、きずの検出性能の高さや、探傷結果の映像化によるきずの判断の容易さなどから、PAUTが適用される事例が増えている⁷⁾。

本報告では、台車枠の溶接部や、車軸の車輪座などのはめ合い部を対象として、PAUTによる超音波映像化技術を適用し、きずを映像化して検出した結果を示す。従来 UT と PAUT の概要を述べたのちに、台車枠の側ばりのきずを対象として、まず、きずの面が表面に対して傾斜したきずに PAUT を適用したときの検出性能を評価した。さらに、台車枠表面の塗装の有無（塗膜厚さ）の影響を評価したうえで、実台車枠に対して PAUT を適用し、きずの検出性能を確認した。最後に、車軸に対して、斜角探傷法および局部探傷法による PAUT を適用したときの結果を示した。

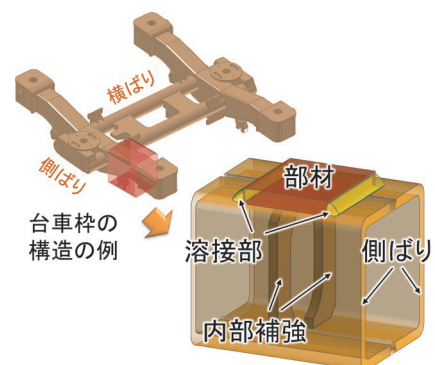


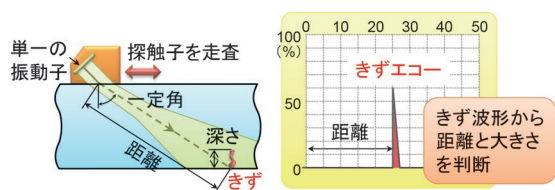
図1 溶接構造を有する台車枠の模式図

* 車両技術研究部 車両強度研究室

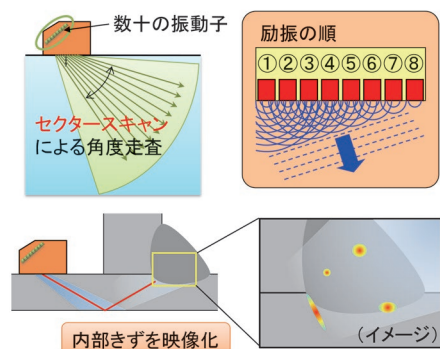
2. フェーズドアレイ超音波探傷法 (PAUT) の概要

超音波斜角探傷において、従来 UT と PAUT を比較した概念図を図 2 に示す。同図 (a) に示すように、従来 UT に用いる探触子には通常 1 個の振動子が内蔵されており、例えば 45° 、 70° といった単一の屈折角の超音波が送信される。実際の探傷では、探触子の走査によりリアルタイムに変化する波形の中から、きずで反射して受信された超音波 (きずエコー) の距離 (ビーム路程) を読み取り、きずのエコー高さ、ビーム路程と屈折角をもとに、きずの有無やその位置を評価する必要があり、探傷技術者には一定のスキルや経験が要求される。また、きずの傾きや、探触子ときずの位置関係などに応じて、屈折角の異なる複数の探触子を使い分ける必要がある。

一方 PAUT では、代表的な方式である、数十の振動子 (素子) を一列に並べて探触子に内蔵させたりニアレイ探触子の場合、図 2 (b) のように、振動子を励振する順序 (図の例では①～⑧の順) と時間差を制御することにより、様々な屈折角の超音波が逐次的に送信 (セクターキャン) される。例えば、 40° から 75° の屈折角の超音波を 0.5° 間隔で送信することができる。さらに、セクターキャンの各受信波をビーム路程に沿ってエコー高さに応じて色分けし、それらをスキャンした屈折角に応じて扇形に並べることで、探傷結果を面的に映像化することができ、きずの位置を実形状に関連付けて把握することが容易となる。



(a) 従来 UT



(b) PAUT

図 2 従来 UT と PAUT を比較した概念図

3. きずの傾斜による影響の評価

3.1 概要

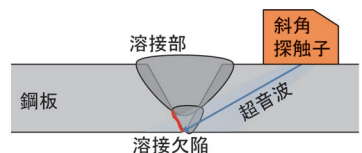
台車枠を構成する鋼板の表面きずの超音波探傷において、きずの面が表面に対して垂直な場合 (傾斜角が 0° の場合) には、超音波のきずでの反射挙動が単純で検出が容易であるが、きずの面が表面に対して傾斜していると検出が難しい場合がある。図 3 に示すように、鋼板の突合せ溶接や鋼板の表面に取付座を溶接した構造では、開先面の角度やすみ肉溶接の熱影響部の形状に応じて、表面に対して傾斜した溶接欠陥や疲労き裂の発生が想定されるため、表面傾斜きずの検出性能を定量的に把握することが重要である。

本章では、鋼板の特に溶接部に対して従来用いられている屈折角 70° の従来 UT と PAUT の両者を対象として、台車枠の側ばりを模した厚さ 8mm の鋼板に設けた -60° から $+60^\circ$ の様々な角度で傾斜した表面きずを、一回反射法で斜角探傷したときの超音波伝搬挙動を超音波シミュレーションにより解析した。このとき、表面きずの傾斜角の変化に対する受信波のエコー高さの変動に注目し、従来 UT と PAUT とで表面傾斜きずに対する検出の優位性を比較した⁸⁾。

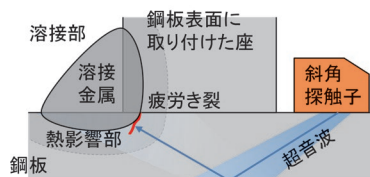
3.2 解析方法

3.2.1 解析モデル

きずの傾斜による影響の評価に用いた 2 次元の有限要素モデルを図 4 に示す。鋼板の厚さ t は 8mm とし、鋼板の表面には高さ $d = 1.76\text{mm}$ のきずを設けた。これは、従来 UT による屈折角 $\theta = 70^\circ$ の斜角探傷において、感度調整に用いられる直径 4mm × 高さ 4mm の縦穴 (以下、 $\phi 4 \times 4\text{mm}$ 縦穴) のエコー高さを基準としたときに、その 4 倍の高さのエコーが得られるきずに相当する。きずの傾斜角 η は、きずが鋼板表面に垂直なときを 0° として、 -60° から $+60^\circ$ の範囲で 5° 間隔で変化させた。

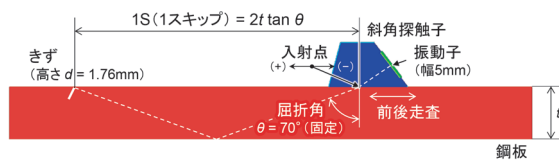


(a) 開先面に沿った溶接欠陥

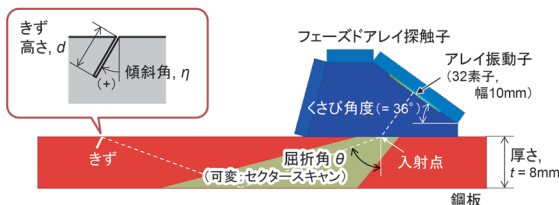


(b) 熱影響部に沿った疲労き裂

図 3 鋼板の溶接部に発生する表面傾斜きず



(a) 従来 UT



(b) PAUT

図4 きずの傾斜による影響の評価用モデル

傾斜角 η の符号は、きずの面が探触子から遠ざかるほうへ傾斜するときを正とした。

探触子の位置は、一回反射法できずを検出することを想定して、探触子の入射点からきずまでの距離が1スキップ ($= 2t \tan \theta =$ 約 44.0mm) となる基準位置に配置したときを「探触子位置 0mm」と定義した。探触子位置の符号は、基準位置からきずに接近する側に探触子を動かしたときを正とした。従来 UT の探触子は、振動子寸法が幅 5mm で屈折角を 70° とした。PAUT 探触子の振動子は、幅 0.31mm の素子を 32 個並べた構成で、振動子全体の幅は約 10mm (0.31mm \times 32 素子) である。PAUT 探触子のくさびの角度は 36° で、アレイの位相制御をしない状態では屈折角約 53.9° の超音波が送信される。解析モデルに用いた材料定数を表 1 に示す。

3.2.2 解析手順

解析における探触子の走査方向を、前掲の図 4 に併せて示す。探触子の走査は、従来 UT では前後走査とし、探触子位置を -10 mm から $+10$ mm の範囲を 1mm 間隔で変化させた。PAUT では、セクタースキャンの屈折角を 40° から 75° の範囲で 1° 間隔で変化させて解析した。PAUT における焦点距離は 50mm とした。

送信波の周波数は、従来 UT、PAUT ともに 5MHz とした。きずの傾斜角 η の各モデルにおいて、上述のように探触子を走査したときに、一連の走査におけるきずからの受信波 (振動子要素の体積ひずみの総和) の絶対値の最大値を、傾斜角 η のきずに対するエコー高さ h とした。得られたエコー高さは、感度調整用の $\phi 4 \times 4$ mm 縦穴のエコー高さを 80% (JIS Z 3060:2015 におけるエコー高さ区分線の H 線⁹⁾) に合わせたときのエコー高さの % 値として評価した。計算には、伊藤忠テクノソリューションズ (株) 製の超音波シミュレーションソフトウェア ComWAVE Ver.11.0.0 を用いた。

表 1 解析モデルに用いた材料定数

要素	材質	縦波音速 c_L (m/s)	横波音速 c_T (m/s)	密度 ρ (kg/m^3)
鋼板	鉄鋼	5900	3230	7800
探触子くさび (従来 UT 用)	PMMA (アクリル樹脂)	2730	1430	1180
探触子くさび (PAUT 用)	Rexolite® (架橋ポリスチレン樹脂)	2350	1250	1050

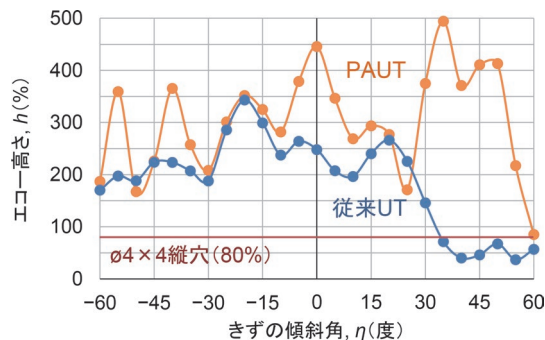


図5 従来 UT と PAUT におけるきずの傾斜角とエコー高さとの関係

3.3 解析結果

屈折角 70° の従来 UT において、きずの傾斜角 η とエコー高さ h との関係を示す。図 5 のグラフに「従来 UT」(青色) で示す。屈折角 $\theta = 70^\circ$ の従来 UT では、 $\eta = 0^\circ$ あるいは屈折角 $\theta = 70^\circ$ の余角である $\eta = \pm 20^\circ$ といった特定の角度で傾斜したきずのエコー高さは高かったが、傾斜角 η が大きくなるにつれてエコー高さ h が急激に低下した。

PAUT における解析結果を、図 5 のグラフに「PAUT」(橙色) として、従来 UT と比較して示す。きずの傾斜角 η 全体にわたり、PAUT によるエコー高さ h は従来 UT よりも高く、表面傾斜きずの検出に対する PAUT の優位性が示された。特に、探触子から見て鈍角に傾斜した $\eta > 0$ のきずに対する検出の優位性が大きい。

4. 塗膜厚さによる影響の評価

4.1 概要

表面が塗装された構造物の超音波探傷では一般的に、探触子を摺動させる箇所の塗膜をはく離してから探傷が行われる。これは、探触子から塗膜を介して試験体の内部に超音波が伝搬する往復の過程において、塗膜中の超音波の減衰と、探触子と塗膜の間および塗膜と試験体表面の間における超音波の伝達損失を避けるためである。ところが、塗膜をはく離するためには、ワイヤブラシや剥離剤などを用いる必要があり、一連の検査過程において相応の時間や手間を要する。

そこで本章では、従来 UT と PAUT の両者を対象と

して、台車枠と同等の鋼材の試験体表面に設けた塗膜の厚さを0mmから約1mmまでの範囲で変化させたときに、探触子から一定距離にある反射源からのエコー高さを超音波シミュレーションにより解析し、台車枠表面の塗膜厚さが超音波のエコー高さに及ぼす影響を評価した結果を示す¹⁰⁾¹¹⁾。

4.2 解析方法

4.2.1 解析モデル

塗膜厚さによる影響の評価に用いた2次元の解析モデルを図6に示す。半径50mmの円周の面（以下、R面）を反射源として用いた。探触子モデルの寸法や振動子の構成は、3.2.1項と同じである。

解析モデルに用いた材料定数は、塗膜以外は表1と同じである。一方、塗膜はアクリル相当の材料として、表1の「探触子くさび（従来UT用）」と同じ材料定数としたが、塗膜厚さによる影響を評価するため、塗膜に対して減衰係数 α を設定する必要がある。減衰係数 α は一般にdB/m（超音波が距離1mを伝搬したときのdB値での減衰）で定義されるが、本解析モデルでは、周波数5MHzにおける一般的な測定値に基づく $\alpha=500\text{dB/m}$ の値¹²⁾を用いた。

4.2.2 解析手順

解析では、塗膜の面上で探触子を走査させた。探触子の走査は、従来UTでは前後走査とし、探触子位置を-3mmから+3mmの範囲を0.5mm間隔で変化させた。PAUTでは、セクタースキャンの屈折角を40°から75°の範囲で1°間隔で変化させて解析した。PAUTにおける焦点距離は、3.2.2項と同じ50mmとした。送信波の周波数は、従来UT、PAUTともに5MHzとした。

塗膜厚さ t_p は、従来UTでは0、0.16、0.32、0.48、0.64、0.8、0.96mmの7段階（0.16mm間隔）で、PAUTでは上記に加えて0.08、0.24mmを補間した9段階で変化させた。従来UTでは、各塗膜厚さのモデルにおいて、探触子を前後走査させたときのR面からの受信波を多項式近似して得られた最大値を、その塗膜厚さに対するエ

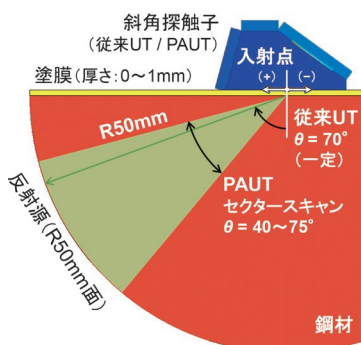


図6 塗膜厚さによる影響の評価用モデル

コー高さ h とした。得られたエコー高さ h は、塗膜厚さ t_p が0mmのときのエコー高さを100%として規格化し、塗膜厚さ t_p が超音波のエコー高さ h に及ぼす影響を評価した。PAUTでは、40°から75°の各屈折角のビームに対して塗膜厚さごとにエコー高さ h を計算し、塗膜厚さ t_p による影響を屈折角ごとに評価した。

4.3 解析結果

従来UTにおいて、塗膜厚さを0mmから約1mmの範囲で変化させたときの、塗膜厚さ t_p とエコー高さ h との関係を図7に示す。塗膜厚さの増加に伴って、エコー高さは単調に減少した。図7のグラフを直線近似することにより、塗膜厚さ t_p (mm)とエコー高さ h (%)の関係は、 $h=100(1-0.196t_p)$ の式で表される。すなわち、塗膜厚さ1mmにつきエコー高さは約20%低下する。従来UTにおいて塗膜上からの探傷を行う場合は、上式より求められる塗膜中の超音波の減衰によるエコー高さの低下を考慮して、きず検出のしきい値を設定する必要がある。

PAUTにおいて、塗膜厚さを0mmから約1mmの範囲で変化させたときの、 $\theta=40^\circ$ 、 50° 、 60° 、 70° の各屈折角における塗膜厚さ t_p とエコー高さ h との関係を図8に示す。いずれの屈折角 θ においても、従来UTのときのような塗膜厚さ t_p の増加に伴うエコー高さ h の単調減少の傾向はみられず、屈折角 θ に応じて塗膜厚さとエコー高さとの関係が変化した。ただし、検討した塗膜厚さの最大値 $t_p=0.96\text{mm}$ までの範囲内では、塗膜なしの

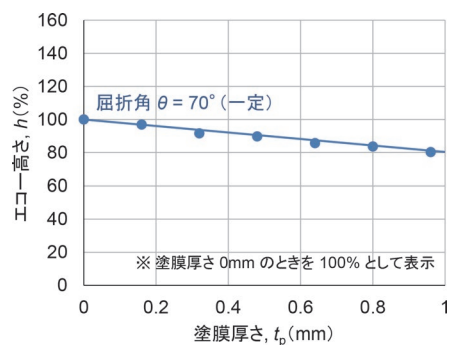


図7 従来UTにおける塗膜厚さとエコー高さとの関係

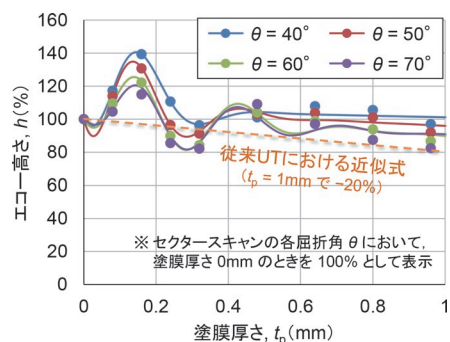


図8 PAUTにおける塗膜厚さとエコー高さとの関係

ときに対するエコー高さの減少は、屈折角 θ がいずれの場合も20%以内であった。

5. 実台車枠での探傷試験

5.1 概要

ここまで、きずの傾斜や塗膜厚さによるエコー高さへの影響の評価を通じて、台車枠に対してPAUTを適用するうえでの特性や課題を従来UTと比較しながら明らかにした。本章では、PAUTを実台車枠の溶接部に対して適用するうえで、探傷装置の設定および感度調整の方法を説明し、映像化された探傷結果をもとにPAUTの台車枠探傷への有効性を示す¹¹⁾。

5.2 探傷方法

5.2.1 探傷装置および設定

PAUT探傷装置の構成を図9に示す。探傷装置はいずれもZETEC製で、本体はTOPAZ 64（最大同時励振数：64ch）、探触子はAM-10MHZ（周波数10MHZ、素子寸法10mm×0.31mmの32素子リニアアレイ）、くさびはAM-55SW（屈折角55°）を用い、1軸のロータリーエンコーダを併用した。探傷装置の代表的な設定を表2に示す。フォーカス設定は、探触子からの水平距離が一定となる位置にすべての屈折角の超音波を集束させる「プロジェクトン（投影）」モードとした。

5.2.2 感度調整

PAUTによる探傷では、以下の①～③の手順で感度を

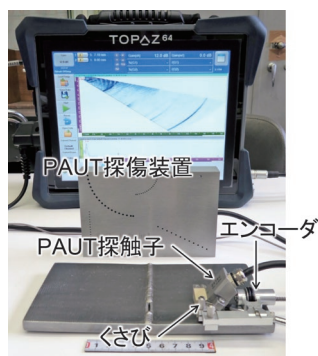


図9 PAUT探傷装置の構成

表2 PAUT探傷装置の設定

音速設定	縦波 5920m/s, 横波 3230m/s
スキャンモード	セクタースキャン (屈折角 40~75°, 0.5°間隔)
感度補正	STB-A1 標準試験片の R100mm 面での反射が、すべての屈折角に対して一定となるよう補正
フォーカス設定	プロジェクトン 屈折角 70°の超音波が試験体の底面で1回反射して表面に達するまでの水平距離(1スキップ)の位置に、すべての屈折角の超音波を集束させる設定

調整した。

- ① STB-A1 標準試験片の R100mm 面において、セクタースキャン範囲の屈折角 40°~75°のすべての超音波の反射波のエコー高さが一定となるよう、屈折角ごとの感度を調整する。
- ② 探触子の入射点から、板厚 8mm の試験体における屈折角 70°の超音波の水平距離 1 スキップの位置に、すべての屈折角の超音波が集束するようにフォーカス設定を行う。
- ③ 従来 UT との互換性を確保するため、屈折角 70°の超音波で $\phi 4 \times 4$ mm 縦穴を探傷したときのエコー高さが 80% (H 線相当) となるよう、探傷装置全体のゲインを調整する。

5.2.3 走査方法

実台車枠の疲労試験により、側ばり下面のまくらぎ方向の溶接線に沿って発生させたルート部のき裂に対して、溶接線からレール方向へ、屈折角 70°の超音波の1スキップ距離だけ離れた側ばり下面に探触子を配置した。このとき、探触子の前後方向（レール方向）は固定したまま、まくらぎ方向の溶接線に沿ってエンコーダを用いて探触子を左右走査しながら、溶接部を一回反射法で長さ約 40mm にわたって探傷した。エンコーダから出力された探触子の左右走査における座標を記録し、断面映像を連続的に取得して溶接線に沿った断面の立体像を記録した。

5.3 探傷結果

実台車枠での探傷結果を図10に示す。セクタースキャンによる側面像から分かるように、屈折角が約 70°の方向で1回反射した超音波によるきず映像が表示された。台車枠下面からの平面像および板厚方向の断面像で、エコー高さが 80% を超える領域の大きさから判断すると、当該のきずはまくらぎ方向の溶接線に沿って約 8mm の長さを有していた。また、平面像から分かるように、得られたきず映像の位置は、対象とする溶接線の位置（超音波のフォーカス位置）にほぼ一致しており、きずであるか否かを容易に判断することができた。なお、同じ箇所を従来 UT で探傷したときに、同様のきずエコーが発生することを確認している。

以上のように、従来 UT との互換性が確保された $\phi 4 \times 4$ mm 縦穴のエコー高さを基準とする感度校正を行ったうえで、PAUTを実台車枠の溶接部に適用することにより、探傷結果を明瞭に映像化できることが確認され、PAUTを台車枠へ適用することの有効性が示された。

6. PAUTによる車軸の超音波探傷

6.1 概要

車両の定期検査における車軸の検査では、車輪や歯車等とのはめ合い面のきずに対して超音波探傷試験が適用され

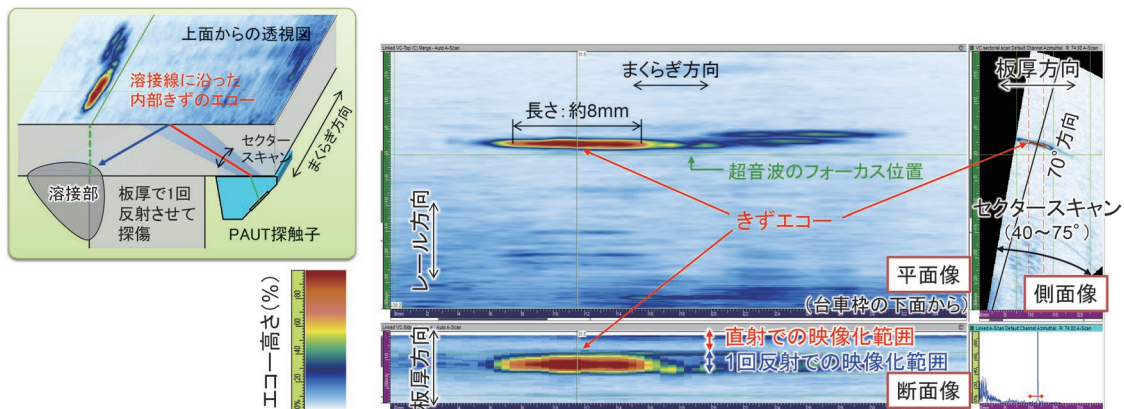


図10 PAUTの一回反射法で台車枠の溶接線に沿って検出されたきずの映像化

ている。現状では、車軸の超音波探傷は従来 UT による方法が主流であるが、PAUT の適用により探傷結果が映像化されれば、きずの判断が容易になることが期待できる。本章では、車軸の車輪座などに対して、斜角探傷法および局部探傷法による PAUT を適用したときの探傷結果を示す¹³⁾。

6.2 試験体

車軸のきず入り試験体（モデル車軸）の模式図を図11に示す。在来線車両に使用される全長1900mmの動軸および従軸で、各軸のA～Gの位置に応じて0.5mm、1mm、3mm、5mm、10mm深さの鋸形状きず（Nきず）が放電加工されたのち、車輪、歯車、ディスク座、軸受などの部品がはめ合わされている。両側の軸端面には、前ぶたを取り付けるためのボルト穴が120°間隔で3箇所

所ずつ加工されている。

6.3 探傷方法

6.3.1 斜角探傷

従軸のモデル車軸の平行部の側表面に、斜角探傷用のくさびを介して PAUT 探触子を接触させ、屈折角が35°から75°までのセクタースキャンにより探傷した。使用機材と主な探傷条件を表3の左列に示す。台車枠のときと比較して対象部までの距離が長いことから、周波数5MHzで64chの大型の探触子を用いた。車軸の平行部の外径に合わせて、くさびの接触面は曲面に加工されている。探触子の前後方向（軸方向）を位置決めしたのち、左右方向（円周方向）に走査してデータを取得した。探傷の様子を図12(a)に示す。

6.3.2 局部探傷

動軸のモデル車軸の両側軸端面に、センターピン付きの一定厚さ（5mm）のくさびを介して PAUT 探触子を

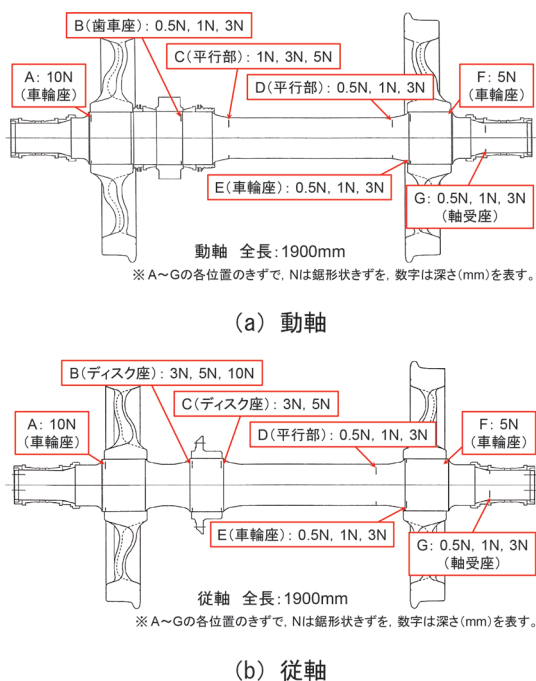


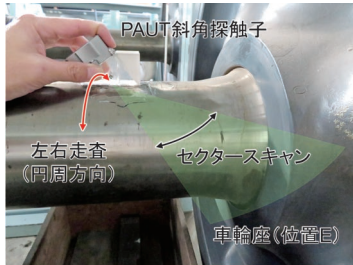
図11 車軸の PAUT に用いたきず入り試験体（モデル車軸）

表3 車軸の PAUT 試験における使用機材と主な探傷条件

	斜角探傷	局部探傷
超音波探傷装置	TOPAZ-64/128PR-TFM HR (ZETEC)	
探触子	LM-5MHZ (ZETEC) (周波数: 5MHz, 振動子数: 64, 振動子寸法: 幅 38.4mm (0.6mm × 64 素子) × 長さ 10mm)	
くさび	LM-55SW (ZETEC) (55°横波送信用, 探傷面 R76 加工)	0°くさび (厚さ 5mm, センターピン付き)
音速設定	縦波 5920m/s, 横波 3230m/s	
スキャンモード	セクタースキャン (屈折角 35~75°, 1°間隔)	セクタースキャン (縦波屈折角 0~30°, 0.5°間隔)
感度補正	STB-A1 標準試験片の R100mm 面での反射が一定となるよう補正	局部探傷子入射点測定用試験片の R210mm 面での反射が一定となるよう補正
探傷面	車軸平行部の側表面	車軸の両側軸端面
フォーカス設定	なし	なし

接触させ、縦波屈折角が0~30°のセクタースキャンにより探傷した。使用機材と主な探傷条件を表3の右列に示す。局部探傷でも周波数5MHzで64chの探触子を用

いた。探傷の際は、くさびのセンターピンを車軸端面のセンター穴に挿入した状態で、探触子から車軸中心までの距離を一定に保ったまま、探触子を時計回りに回転走査してデータを取得した。探傷の様子を図12(b)に示す。



(a) 従軸の斜角探傷



(b) 動軸の局部探傷

図12 PAUTによる車軸の超音波探傷の様子

6.4 探傷結果

6.4.1 斜角探傷

従軸のモデル車軸の平行部の側表面にPAUT探触子を接触させ、従来、車軸の超音波探傷で検出目標とされている位置Eの車輪座1Nきずを車輪はめ合い状態で斜角探傷した結果を図13に示す。車軸全周に出現する車輪座外ボス側角部の形状エコーとともに、きずエコーが当該位置で十分なSN比で検出された。また、探傷結果が映像として表示されているため、車軸形状と対比させることで、きずエコーかどうかの判断も容易であった。なお、図示は省略するが、車輪座の0.5Nきずも検出可能であった。

6.4.2 局部探傷

動軸のモデル車軸の反歯車側軸端面にPAUT探触子を接触させ、位置Eの車輪座1Nきずを含む領域の全周を車輪はめ合い状態で局部探傷した結果を図14に示す。同図では、図11(a)の車軸図面を左右反転させた状態で探傷結果が示されている。局部探触子が軸端面のボル

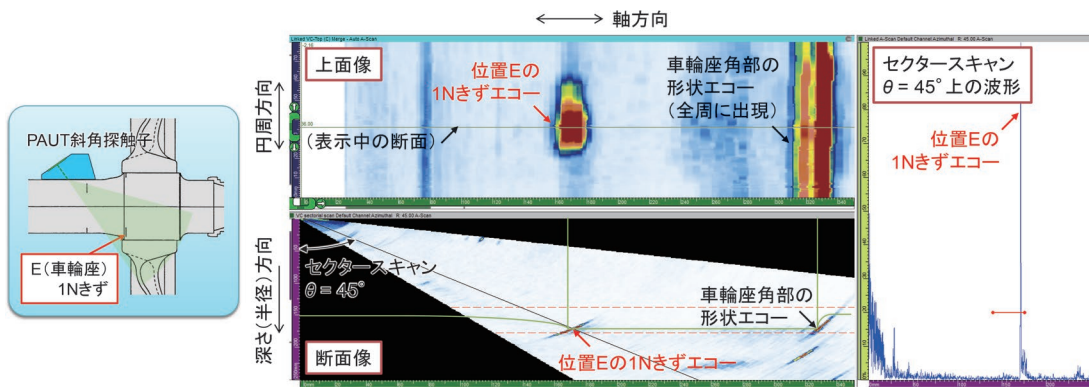


図13 従軸の車輪座内ボス側(位置E)1NきずのPAUT斜角探傷結果

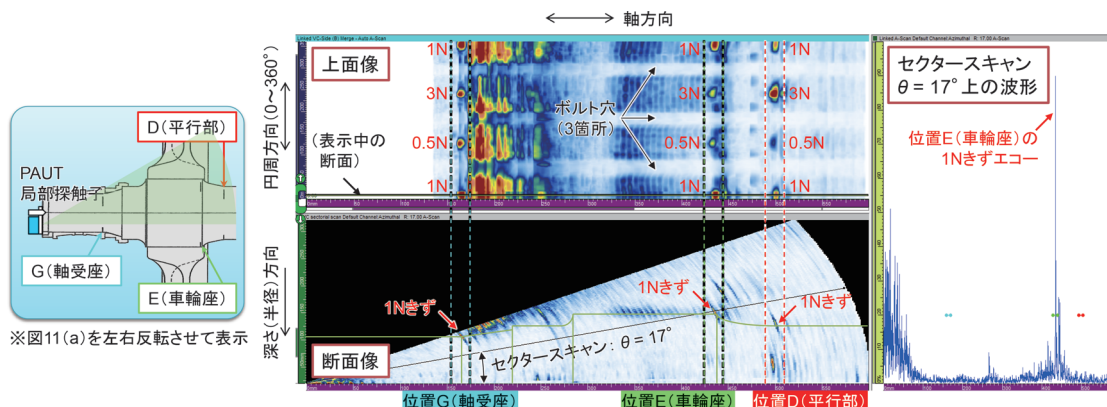


図14 動軸の反歯車側軸端面からのPAUT局部探傷結果

ト穴上を通過している間は超音波が十分に送受信できないため、探傷結果の上面像で白抜きの画像として表示されている。車軸軸受の後ぶた周辺や車輪とのはめ合い面でやや大きなノイズがみられたが、D（平行部）、E（車輪座）およびG（軸受座）の各位置における0.5N、1N、3Nのすべてのきずが映像化された状態で検出できた。

7. まとめ

本報告では、台車枠の溶接部や、車軸の車輪座などのはめ合い部を対象として、アレイ探触子を用いたPAUTによる超音波映像化技術を台車部品に適用し、きずを映像化して検出することを試みた。得られた結果を以下に示す。

- (1) 台車枠の表面に対して傾斜したきずにPAUTを適用したときのエコー高さは従来UTを上回り、表面傾斜きずの検出におけるPAUTの優位性が示された。
- (2) PAUTにおける表面の塗膜厚さの影響を評価した結果、屈折角に応じて塗膜厚さのエコー高さへの影響が変化したが、塗膜厚さが約1mmまでの範囲ではエコー高さの減少は20%以内であった。
- (3) 実台車枠に対してPAUTを適用し、きずの検出性能を確認した。従来UTとの互換性を有するφ4×4mm縦穴を基準とする感度校正を行ったうえでPAUTを適用することにより、探傷結果が明瞭に映像化され、PAUTの台車枠探傷への有効性が示された。
- (4) 車軸の超音波探傷では、車輪座に対して斜角探傷法と局部探傷法によるPAUTを適用したとき、いずれの方法でも、従来、検出目標とされている車輪座の深さ1mmの鋸形状きず（1Nきず）をはめ合い状態で映像化して検出できることを確認した。

PAUTを台車部品の探傷に適用することにより、台車枠の溶接部のきず、およびはめ合い状態の車軸の車輪座きずを、従来UTでは実現が難しい「映像化された状態」で検出することができる。これにより、台車部品におけ

るきずの見落としが防がれ、台車のさらなる安全性向上に寄与することが可能となる。

文 献

- 1) 牧野一成：鉄道車両のメンテナンスと非破壊検査，日本機械学会誌，Vol.123，No.1215，pp.14-17，2020
- 2) 牧野一成：車両を取り巻く技術の動向② 非破壊検査，R&M，Vol.16，No.6，pp.48-51，2008
- 3) 運輸安全委員会：鉄道重大インシデント調査報告書，RI2019-1-1，2019
- 4) 運輸安全委員会：鉄道事故調査報告書，RA2018-1-1，2018
- 5) Olympus NDT：Introduction to Phased Array Ultrasonic Technology Applications 日本語版，Olympus NDT，2006
- 6) 超音波による欠陥寸法測定 編集委員会：超音波による欠陥寸法測定，共立出版，pp.151-200，2009
- 7) 「検査技術」編集部：超音波フェーズドアレイ技術（基礎編，実技・応用編），日本工業出版，2022
- 8) 牧野一成：鋼板表面に対して傾斜したきずに適用する超音波探傷について—従来UTとPAUTとの比較—，溶接技術，Vol.69，No.10，pp.63-67，2021
- 9) JIS Z 3060:2015「鋼溶接部の超音波探傷試験方法」，附属書B（規定）平板継手溶接部の探傷方法
- 10) 牧野一成：鋼材の従来UTとPAUTにおける塗膜厚さによる影響の比較解析，日本非破壊検査協会2021年度第1回超音波部門講演会資料UT-00182，pp.17-22，2021
- 11) 牧野一成：鉄道車両用台車枠のフェーズドアレイ超音波探傷における影響要因の評価，日本非破壊検査協会第30回超音波による非破壊評価シンポジウム講演論文集，pp.87-92，2023
- 12) K. Ono, "A comprehensive report on ultrasonic attenuation of engineering materials, including metals, ceramics, polymers, fiber-reinforced composites, wood, and rocks," Appl. Sci. 10(7), 2230, 2020.
- 13) 牧野一成：鉄道車軸のフェーズドアレイ超音波探傷法の検討，日本非破壊検査協会2022年度第1回超音波部門講演会資料UT-00192，pp.9-14，2022

変位抑止対策にソイルバットレスを用いた掘削土留め工の遠心模型実験と設計法

牛田 貴士* 中島 卓哉** 松丸 貴樹*
 仲山 貴司*** 平岡 伸隆# 伊藤 和也##

Centrifugal Model Test and Design Method for Temporary Retaining Wall Using Soil Buttress as Displacement Suppressing

Takashi USHIDA Takuya NAKASHIMA Takaki MATSUMARU
 Takashi NAKAYAMA Nobutaka HIRAOKA Kazuya ITOH

It is important to suppress displacement of the temporary retaining wall when excavating in the urban area nearby existing structures. Soil buttresses have economic advantages compared to struts, such as in large-scale excavation works. On the other hand, an issue in designing such temporary retaining walls is that displacement suppressing mechanisms need to be considered by FEM and so on. In this paper, we clarified the displacement suppressing mechanism of soil buttresses by centrifuge model tests with excavation. Cutout shaped soil buttresses were proposed based on the test knowledge. Furthermore, we proposed the design method of temporary retaining wall using soil buttresses as displacement suppressing.

キーワード：仮土留め，ソイルバットレス，変位予測，弾塑性法，遠心模型実験

1. はじめに

都市部の掘削工事では周辺の地盤や構造物への影響抑制のため、仮土留めの変位抑止は重要な課題のひとつである。最も一般的に用いられる変位抑止工は切ばりであり、相対する土留め壁に設置する鋼製部材である。切ばりは様々な条件下で採用実績が多い一方で、掘削幅が大きい場合には中間杭も含めて鋼材量が増加して経済性等の観点から効率が低下する傾向にある。

その他の変位抑止工としては、たとえば図1に示すソイルバットレスがある。これは、掘削底面以深の土留め壁近傍に離散配置された壁状の地盤改良体であり、局所的な対策で変位抑止効果を期待できる。そのため、掘削幅が大きい場合に経済性の面から切ばりに対して優位性が高くなることが期待される。

ここで、仮土留めの設計には、一般に図2に示す弾塑性法^{例えば1)2)}が用いられる。弾塑性法において、切ばりは弾性支承としてモデル化され、断面形状や配置間隔等の仕様を考慮することができる。一方、ソイルバットレスは受働側地盤の剛性を割増すことでモデル化され、

改良率と設置深度程度のみしか考慮することができないのが通常である。また、この手法では改良部と非改良部を分離できないため、受働側の非改良部の降伏以降は変

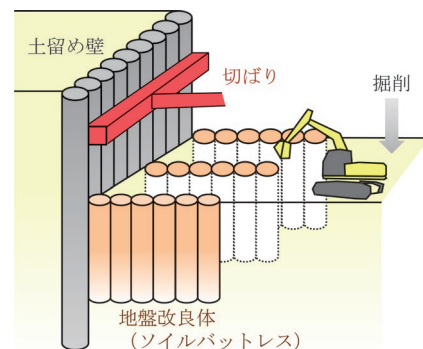


図1 仮土留めを用いた掘削工事の模式図

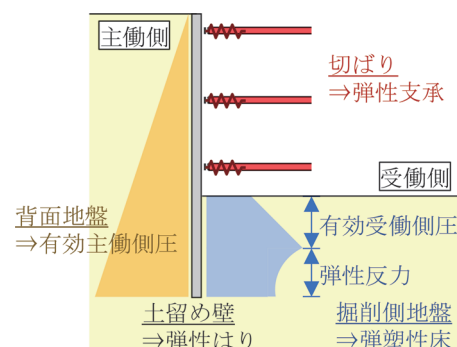


図2 弾塑性法の模式図

* 構造物技術研究部 基礎・土構造研究室
 ** 元 構造物技術研究部 基礎・土構造研究室
 *** 構造物技術研究部 トンネル研究室
 # 労働安全衛生総合研究所
 ## 東京都市大学

位抑止効果が表れないことが課題であった。このように、既往のモデル化では考慮できる条件が少ないため、形状や抵抗メカニズムを考慮した設計を行うためには、3次元FEM等の高度な数値解析³⁾⁴⁾が必要となる。そこで本稿では、まずソイルバットレスの形状と変位抑止効果に着目した遠心模型実験により抵抗メカニズムを検証した。そして、弾塑性法における、ソイルバットレスを変位抑止対策として用いた掘削土留め工の設計法を考案し、遠心模型実験を対象に試算を行った結果を報告する。

2. 掘削過程を模擬した遠心模型実験

2.1 実験条件

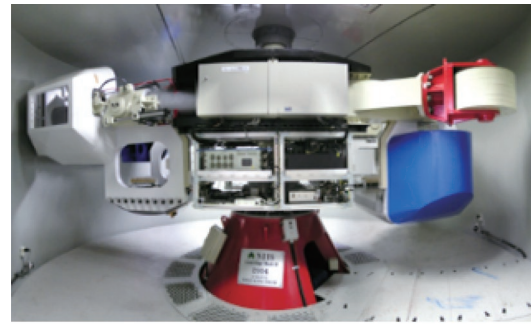
本研究では、(独)労働者健康安全機構労働安全衛生総合研究所が所有する遠心模型実験装置⁵⁾(図3)を使用した。プラットフォームは平面寸法1.3m×1.1mであり、回転半径は2.38m、最大遠心加速度は100Gである。

当該装置は図4に示す掘削装置⁶⁾を具備しており、遠心载荷中に模型地盤を掘削する機能を有する。掘削装置は、掘削ブレードと、それを高さ方向と平面方向の直交3軸で移動・制御する装置および架台で構成される。また、3次元座標値およびリアルタイム映像を確認しながら遠隔操作する仕様となっている。

模型概要を図5に示す。模型地盤は下部背面土および床付け土は6層、上部背面土および掘削土は8層に分割して投入量と高さを管理しながら構築した。本実験では、受働抵抗が小さく、土留め変位が生じやすい条件を想定して、最終掘削底面以深は粘性土(AXカオリン:MCクレ-=1:1で混合したカオリン粘土、単位体積重量18kN/m³、含水比120%、 E_{50} =7000kN/m²相当)、以浅は砂質土(豊浦砂、単位体積重量15kN/m³、 D_r =60%、含水比2%、 E_{50} =60000kN/m²相当)とした。なお、変形係数 E_{50} は、実寸法の応力場に相当する拘束圧の三軸圧縮試験からの想定値を示した。また、掘削土は、掘削を容易に行うため45°の勾配を設け、水位は最終掘削底面付近に設定した。また、模型地盤の最下部には、東北珪砂4号を締め固めた排水層を設け、カオリン粘土の圧密によって生じる間隙水を排水した。

後述の通り本実験は50G場で実施したため、模型の最終掘削深さは実寸換算で9.0mとなる。一般には自立式土留めが採用されにくい条件であるが、本実験はバットレスの変位抑止効果に着目するため、土留め模型の変位が生じやすい模型仕様とした。

模型地盤の製作手順について、粘性土層は、まず1G場でベロフラムシリンダーを用いて100kPaまで、次に50G場で遠心予備圧密を行った。なお、遠心予備圧密時は、実験時の模型地盤と同様の応力状態とするため、粘性土層の上に、実験用の砂質土層と同様に8層に分割



プラットフォーム平面寸法	1.3m×1.1m
回転半径	2.38m
最大遠心加速度	100 G

※静的载荷側プラットフォームの仕様

図3 遠心模型実験装置⁵⁾に加筆修正

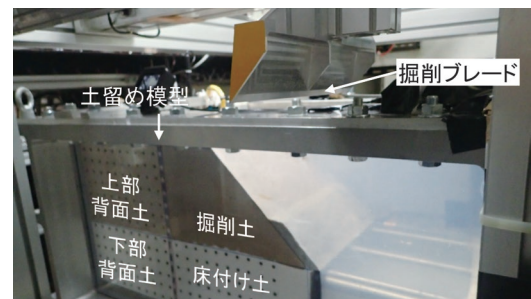
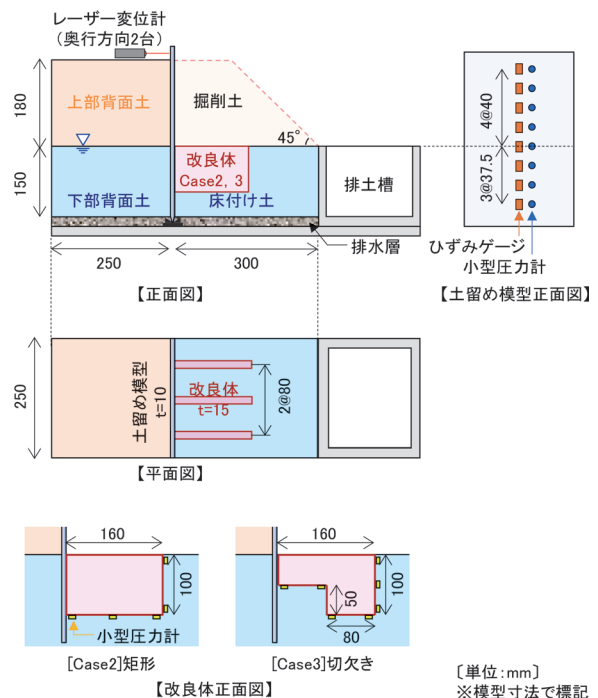


図4 掘削装置



	改良体形状	寸法
Case1	なし	なし
Case2	矩形	縦 100mm×横 160mm
Case3	切欠き	縦 100mm×横 160mm (切欠き部: 縦 50mm×横 80mm)

図5 模型概要

して投入量と高さを管理しながら遠心圧密用の砂質土層を構築した。その後、その砂質土層を撤去のうえ、実験用の砂質土層（上部背面土、掘削土）を構築した。

土留め模型はアクリル板（厚さ10mm）とした。これは柱列式地下連続壁（芯材：H588×300×12×20@600mm）を想定して、50G場における曲げ剛性（25000kN m²）が一致するように模型厚さを設定した仕様である。また、土留め模型の下端に回転拘束が生じないように、楔状に加工してV字型の受け具に設置した。

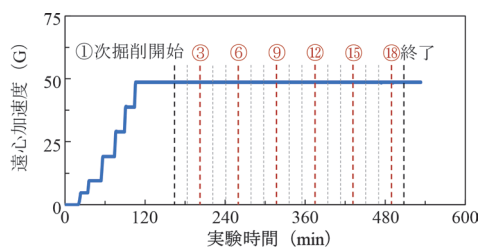
改良体模型はセメントと発泡ビーズを混合して（水：セメント：発泡ビーズ=1:5:0.4）、遠心場において密度差による沈下または浮き上がりが生じないように、床付け土と単位体積重量を合わせて製作した。また、粘性土層の遠心予備圧密後に設置位置を掘削して設置した。なお、実構造物では地盤との境界面にせん断抵抗が生じると考えられるため、改良体模型の表面にはテフロン等は貼付せずに打設面のままとした。

実験中は、土留め模型天端の水平変位を2台のレーザー変位計で計測した。また、土留め模型に発生する表面ひずみをひずみゲージで、作用する側圧を小型圧力計で計測した。ひずみゲージおよび小型圧力計は鉛直方向に40mm程度の間隔で、土留め模型の両面同位置に設置した。

本研究では、改良体の形状に着目して全3ケースを実施した。Case1は無対策、Case2は高さD 100mm×幅B 160mm×厚さt 15mmであり、B/Dを指標として実施工事で事例が多い形状寸法とした。これに対して、Case3はCase2の計測結果から変位抑止効果が小さいと想定された土留め壁側の下方領域を削減した形状である。

遠心荷重は50Gで行った。なお、最終掘削底面で50Gが作用するように有効回転半径は2.14mとし、角加速度は0.02rad/sec²とした。段階的に50Gまで上昇後、掘削ブレードを用いて10mm毎（実寸法で0.5m毎）に、全18ステップで掘削を行った。

掘削は各ステップ20minの等時間間隔を基本とし、背面地盤の地表面変位や土留め天端変位、間隙水圧の安定を確認しながら進めた。Case2を例に遠心加速度の時刻歴を図6に示す。



※丸囲み数字は各ステップの掘削開始時

図6 遠心加速度の時刻歴 (Case2)

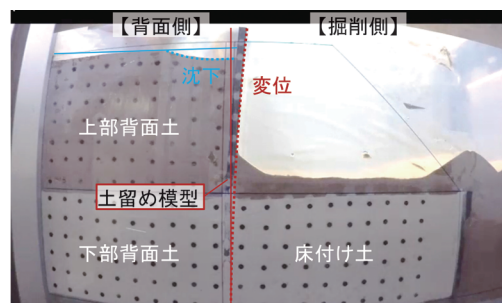
2.2 実験結果

2.2.1 土留め模型の変位および曲げモーメント分布

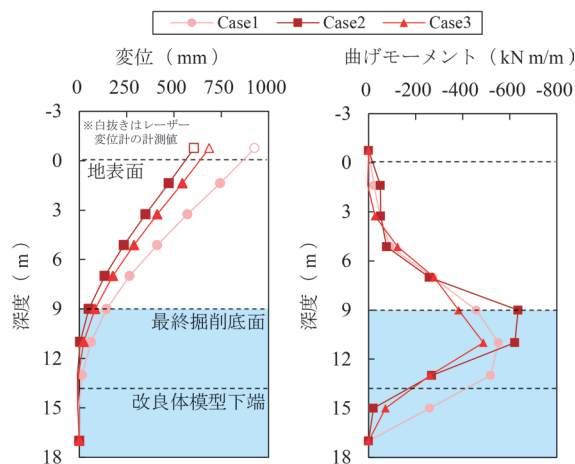
最終掘削後の土留め模型の変位分布および曲げモーメント分布を図7に示す。なお、以降では計測結果を実寸換算した値を示す。図7(a)に示す実験後の土留め模型は掘削側に一次モードで変位しており、一般的な自立式土留めと同様の挙動が確認された。

図7(b)に示す変位分布は、①土留め模型の表面ひずみから平面保持を仮定して曲率を算出し、②土留め模型の頂部変位がレーザー変位計の計測値、下端部の変位ゼロを境界条件としてフィッティングして算出したものである。なお、表面ひずみは掘削前を初期値とした。模型下端から変位が漸増する1次モードの変形が算出されており、図7(a)と整合する結果を得た。

また、図8に最終掘削後の土留め天端、最終掘削底面における土留め変位を示す。Case2では、改良体なしのCase1と比較して、土留め変位が天端位置で35%、最終掘削底面で65%抑制された。Case2は一般的な矩形の改良体を想定したケースであり、本実験により改良体の変位抑止効果を検討できることが確認された。また、Case3は後述する分析により、底面反力が先端側の7割程度であった土留め側は変位抑止効果が小さいと想定して、Case2から削減して経済化を図ったケースである。



(a) 模型状況 (Case1)



(b) 変位分布

(c) 曲げモーメント分布

図7 土留め模型の変位分布・曲げモーメント分布

Case3では、土留め変位が天端位置で約26%、最終掘削底面で42%低減されており、矩形を下回るものの変位抑止効果が認められた。以上から、要求される変位抑止効果に合わせて、改良体の形状を選定することによる経済化の可能性が示唆された。

図7(c)に示す曲げモーメント分布は、①土留め模型の表面ひずみから平面保持を仮定して曲げひずみを算出し、②土留め模型の上下端の曲げひずみゼロを境界条件としたうえで、土留め模型の曲げ剛性を乗じて算出したものである。最終掘削底面付近で大きな負の曲げモーメントが生じており、一次モードで変形した自立式土留めの分布形状の傾向を捉えた結果を得た。

Case1では土留め模型下端付近でも大きな曲げモーメントが発生した。一方、改良体を設置したCase2およびCase3では最終掘削底面付近で大きな曲げモーメントが発生し、改良体の設置深度において受働抵抗が大きくなる傾向が認められた。

2.2.2 改良体模型の反力分布と抵抗メカニズム

Case2およびCase3の改良体模型の反力の推移を図9に示す。なお、掘削前を初期値として整理しており、底面反力は掘削に伴う上載荷重（掘削土の重量）の減少分を補正している。反力が大きい箇所では地盤との相互作用が強く、変位抑止効果が大きいことを示唆している。

両ケースともに、掘削前半は掘削前よりも底面反力が増加しており、改良体底面の変位抑止効果への寄与度が高いことが示唆された。また、矩形のCase2では、土留め側の反力は先端側の7割程度であり、変位抑止効果が相対的に小さいことが示唆された。掘削後半は、底面反力が掘削前よりも減少するとともに先端反力が増加しており、改良体先端の変位抑止効果への寄与が高いことが示唆された。これより、変位抑止効果への寄与は改良体の部位毎に異なること、掘削の進行に伴って変化することが示唆された。

反力分布から推定される改良体模型の抵抗メカニズムの概念を図10に示す。Case2, Case3ともに、掘削に伴って改良体模型の変位モードには、回転モードに水平モードが加わると推定された。これにより、底面抵抗に加えて先端抵抗が機能して抵抗力が増加したものと想定され、土留め模型の掘削側の側圧が掘削に伴って減少したことから合わせて、改良体模型が有効に抵抗力を発揮した状況が示唆された。

2.3 実験のまとめ

本実験では、改良体模型の設置深度が同じで、その形状が異なるケースの比較を行った。その結果、形状によって変位抑止効果が異なる結果を得た。これは改良体の形状を仕様規定して、設置深度を複合地盤としてモデル化する既往のモデル化手法では表現できない現象である。

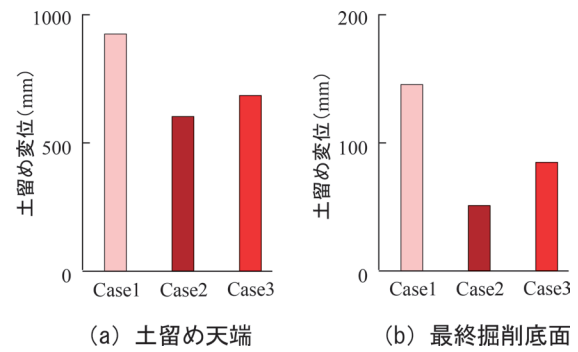


図8 土留め天端、最終掘削底面における土留め変位

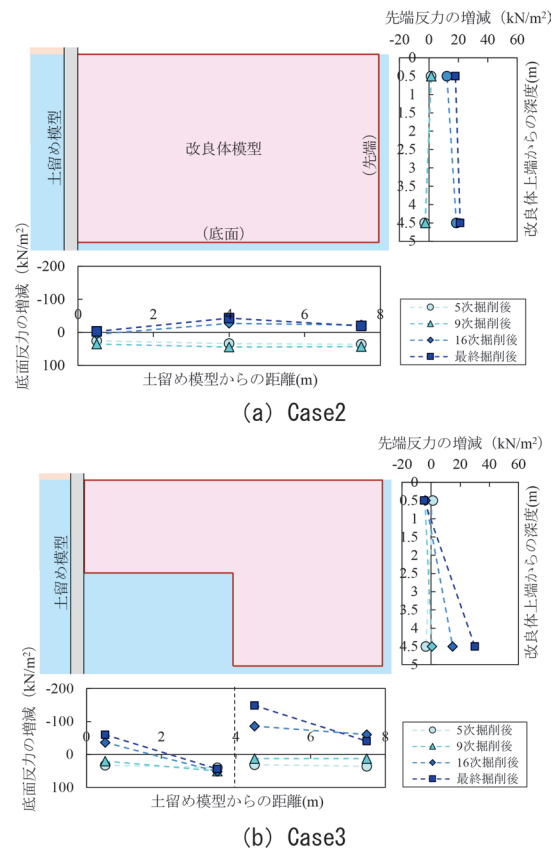


図9 改良体模型の反力分布

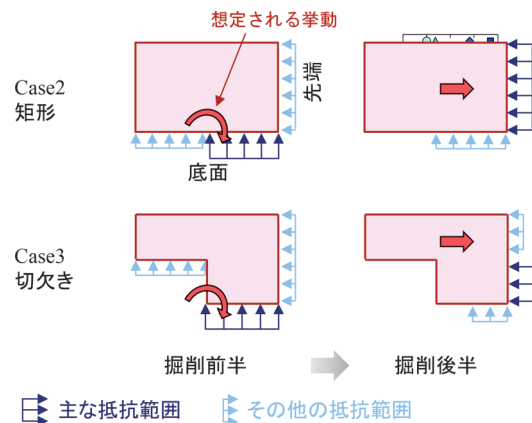


図10 推定される改良体模型の抵抗機構の概念

これは改良体の形状や抵抗メカニズムを考慮可能なモデル化手法が、経済的に寄与することを示唆する結果と考えられる。

また、本実験の結果から改良体のモデル化につながる知見として、①改良体の底面および先端が地盤から反力を受けることで抵抗力を発揮すること、②底面および先端の全部を有効として抵抗力を算出すると抵抗力を過大評価する可能性があることが示唆された。

なお、改良体側面の摩擦抵抗も抵抗力に寄与する可能性が考えられるが、本実験の手順では計測困難であったため、その評価は今後の課題と考えている。

3. ソイルバトレスを用いた掘削土留め工の設計法

3.1 ソイルバトレスの地盤抵抗特性の算出

本章では、遠心模型実験の知見を踏まえて、弾塑性法において、改良体の形状に応じた地盤抵抗特性の算出手法を提案する。提案法の概念を図11に示す。支保工として最も一般的に用いられる切ばりは弾性支承でモデル化されるため、改良体を弾性床としてモデル化する。弾性床は分担幅を考慮することで弾性支承と同様に線形の節点ばねに換算できるため、取扱いが比較的容易である。

提案する地盤抵抗特性の算出手法の概念図を図12に示す。弾塑性法は水平方向の釣合いを解く手法である。そのため、改良体底面の鉛直方向の反力（以下、底面抵抗）を改良体先端の水平方向の反力（以下、先端抵抗）に換算する必要がある。

そこで、改良体の形状、鉛直方向と水平方向の地盤反力係数の比率を考慮して、弾性床の剛性算出に用いる地盤反力係数 k_h' を算出する次式を提案した。

$$k_h' = aB'/Dk_h = (B'/D)k_v \quad (1)$$

ここで、 B' は有効幅、 D は高さ、 k_h は水平地盤反力係数、 a は水平地盤反力係数 k_h と鉛直地盤反力係数 k_v との比率 ($=k_v/k_h$)

有効幅 B' は既往研究⁷⁾ を参考に改良体重心を通る垂線と底面との交点を回転中心と仮定する。

提案法では、先端抵抗は掘削側地盤の抵抗に含まれるとして、底面抵抗を弾性床の剛性に考慮することとした。また、改良体側面と地盤との摩擦による抵抗力も生じると考えられるが、本研究では考慮しないことで安全側の変位予測とした。なお、本手法は改良体の剛体挙動を前提としたモデル化手法であり、改良体が破壊しないことを前提としている。

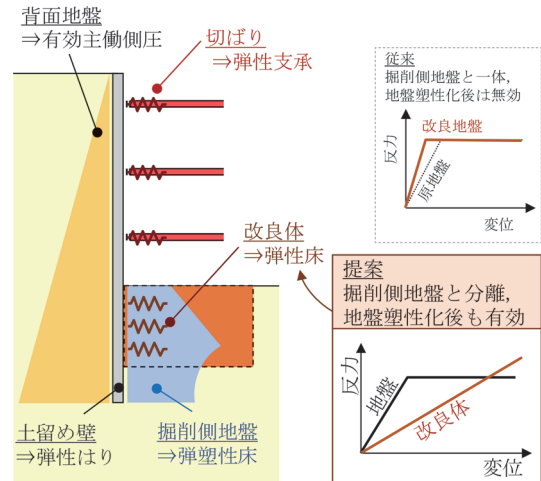


図11 提案法の概念

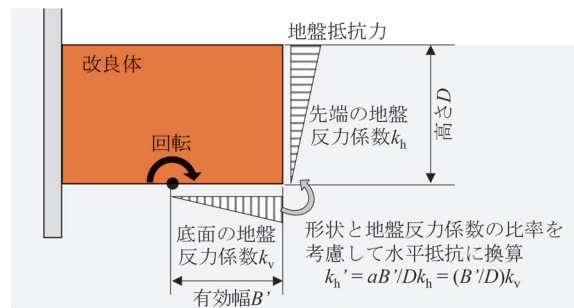


図12 改良体の地盤抵抗特性の算出手法の概念図

3.2 改良体の回転中心位置に関する試算

改良体は地盤との相互作用の大きさや地盤反力分布に応じた挙動を示すため、地盤条件によって回転中心位置が変わることが、すなわち有効幅 B' が変わることが考えられる。本研究では、簡単のため、改良体重心を通る垂線と底面との交点を回転中心と仮定したが、実際と仮定の回転中心に差異が生じることが考えられる。そこで本節では、その差異が土留め変位の予測結果に及ぼす影響把握を目的として、有効幅 B' に着目したパラメトリックスタディを実施した。

本検討は、矩形の改良体模型を対象とし、重心から回転中心を設定すると $B'/B=0.5$ となる。改良体模型の回転中心と土留め変位の低減率の関係を図13に示す。 B'/B が大きくなるほど有効幅 B' の設定誤差が変位抑止効果の算定誤差に及ぼす影響が小さい傾向が示された。また、 $B'/B=0.5$ と仮定した場合、有効幅 B' の設定に ± 0.1 の誤差が生じたときの変位の算定誤差は10%程度という結果を得た。

以上より、改良体模型の回転中心が重心付近であれば、土留め変位の予測結果に及ぼす影響は大きくないと判断した。なお、回転中心が改良体の先端側による場合には、変位抑止効果の差異が大きくなることに注意を要することが分かった。

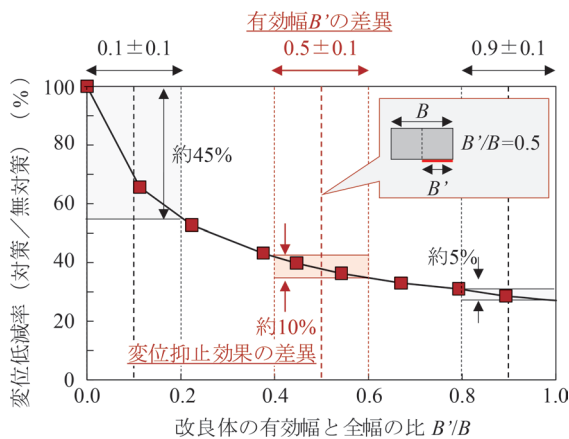


図 13 改良体模型の回転中心と土留め変位の低減率

3.3 遠心模型実験を想定した試算

提案法の検証のため、2章の遠心模型実験を想定した試算を実施した。本解析の目的は改良体の効果検証であるため、まず、実スケール換算のCase1（無対策）のモデルで、実験の土留め変位と同程度になるように地盤物性を調整した。次に、図14に示す方法で改良体模型をモデル化して試算を実施した。Case2（矩形）では有効幅 $B'=0.5B=80\text{mm}$ 、高さ $D=100\text{mm}$ であり、 $B'/D=0.80$ となる。Case3（切欠き）では切欠きにより重心が先端側に移動するため $B'/D=0.67$ となる。なお、土留め側の高さが $D/2$ であるため、土留め側では単位面積当たりの反力が2倍になると仮定して、ばね剛性を2倍に補正した。

最終掘削底面における土留め変位に着目して、提案法による算出結果と実験結果を図15に示す。実験結果は、横軸を図14の方法で算出した B'/D の位置に、縦軸を実験結果の最終掘削底面における土留め変位の位置にプロットした。提案法による予測結果は、実験結果に対して安全側であり、 B'/D の増加に伴って土留め変位が抑制される傾向を捉えている。また、予測線との差異がケースにより異なる要因として、側面摩擦の影響が考えられる。本実験では、あらかじめ製作した改良体模型を、床付け土を掘削して設置した。そのため、複雑な切欠き形状は、矩形と比較して地盤との密着性の確保が難しかった可能性が考えられる。なお、本研究は施工実績から改良体の幅と高さの比 B'/D は1.5程度を想定したものである。

4. まとめ

本稿では、遠心模型実験によりソイルバットレスの形状と変位抑止効果を検証するとともに、提案法により算出した地盤抵抗特性を用いた弾塑性法による試算を実施して、その予測結果は、実験の土留め変位に対して安全側であり、 B'/D の増加に伴って土留め変位が抑制さ

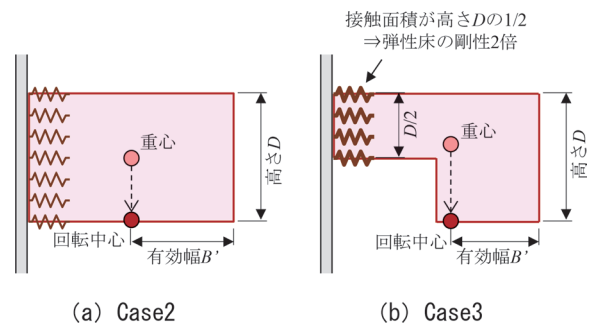


図 14 遠心模型実験の改良体模型のモデル化

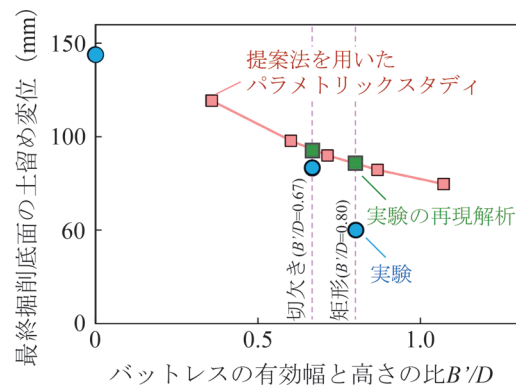


図 15 提案法による試算結果

れる傾向を捉えていることを確認した。本検討が、都市部掘削工事における掘削土留め工の合理化の一助となれば幸いである。

文献

- 1) 国土交通省鉄道局監修鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説トンネル・開削編，丸善出版，2021
- 2) 土木学会トンネル工学委員会編：2016年制定 トンネル標準示方書 [共通編]・同解説 / [開削工法編]・同解説，土木学会，2016
- 3) 高田直明，岡二三生，木元小百合，肥後陽介：ソイルバットレス工法による土留壁変形効果および周辺地盤の変形挙動に関する検討，土木学会年次学術講演会公演概要集，Vol.65，pp.669-670，2010
- 4) 高田直明，下野一行，岡二三生，木元小百合，肥後陽介：弾粘塑性有限要素法による土留め開削工事における大阪粘土地盤の変形解析，土木学会年次学術講演会公演概要集，Vol.66，pp.503-504，2011
- 5) 伊藤和也，玉手聡，豊澤康男，堀井宣幸：新遠心模型実験装置 (NIIS-Mark II Centrifuge) の開発，Research Reports of the National Institute of Industrial Safety，NIIS-RR-05，2006
- 6) 伊藤和也，林豪人，吉川直孝，平岡伸隆，小浪岳治：遠心

場掘削シミュレーターを用いた簡易な地山補強の斜面安定
効果に関する遠心模型実験, 土木学会論文集 C, Vol.75,
No.1, pp.103-114, 2019

7) 佐藤英二, 青木雅路, 丸岡正夫: バットレス型地盤改良工
法による山留壁変位抑止効果の評価に関する研究, 日本建
築学会構造系論文集, No.611, pp.79-86, 2007

小型地平ホーム上家の風圧力及び部材応答に対する 壁面の開口の影響

石川 大輔* 清水 克将** 鈴木 実*** 野口 雄平***

Effect of Opening on Walls of Small Train Sheds on Wind Pressure and Response of Shed Members

Daisuke ISHIKAWA Katsuyuki SHIMIZU Minoru SUZUKI Yuhei NOGUCHI

It is important to evaluate wind loads on small train sheds constructed on passenger platforms, since they have relatively light mass and both upper and lower surfaces of the roofs are exposed to the wind. In this study, we examined differences in forms, conducting wind tunnel tests and frame analyses using the results of the wind tunnel test for small train sheds, and obtained following findings. Wind loads acting on the sheds and the stress of their members produced by the wind loads are smaller as the openings formed in the back walls of the sheds are larger, but do not depend on the arrangement of the openings.

キーワード：風力係数，旅客上家，風洞実験，骨組解析

1. はじめに

プラットホーム（以下、ホーム）上に設置される旅客上家^{注1}（以下、ホーム上家）は、質量が比較的小さく、屋根の上面下面の両面が風に曝されることから風荷重が設計上支配的となる場合があるため、風荷重算出に用いる外力としての風圧力を適切に設定することは重要である。ホーム上家は、建築基準法の適用対象外ではあるものの、バス停、農業施設等と同様に、柱や梁のみで屋根を支える独立上屋^{注2}と呼ばれる一般建築の形態に類似していることから、必要な設計用風圧力も独立上屋の設定が準用されることが多い。

独立上屋の風圧力に関する初期の研究としては、Gumley¹⁾による風洞実験が挙げられ、これは英国基準²⁾等の基礎データをなしている。また、Letchford & Ginger³⁾⁴⁾は風洞実験により局部風圧や面平均風圧の測定を行い、この結果はオーストラリア・ニュージーランド（AS/NZ）基準⁵⁾の基礎データとなっている。我が国においては、植松等^{例えば6)}が一連の風洞実験を行い、外装材や構造部材に関して、耐風設計用に基準化した風圧力を提案している。この風圧力は日本建築学会が出版した建築物荷重指針⁷⁾（以下、「荷重指針」）に反映され、建築基準法に基づく設計において参照が可能となっている⁸⁾。ホーム上家の耐風設計においてもこの荷重指針に記載の独立上屋の風圧力が参照されることが多い。

以上、独立上屋の風圧力に関する既往の研究は、各種基準類に反映されているが、いずれも壁を持たない構造

が一般的である。一方、全長が10mを下回るような小型のホーム上家には、線路直交方向や軌道反対側の線路平行方向に壁が設けられる場合やその壁面に開口が設けられる場合も多い。そのような場合、壁や開口の設け方によりホーム上家周辺の流れ場が異なり、各種形態の違いが風圧力に影響を与えると予想される。また、風圧力の相違は部材応答へも影響すると想定される。加えて、ホーム上家は、ホーム上に設置されることから、ホームが障害物となって、風が吹き上げられる現象が想定され、ホーム上家の設計用風圧力を設定するに際しては、この点を適切に考慮した条件の下で行った検討に基づくのが望ましい。しかし、ホーム上家における上述の点に関して既往の研究では十分に明らかにされていない。

そこで、本研究では、風洞実験及びその結果を外力とした骨組解析に基づき、小型の地平ホーム上家の形態の違いが風圧力及び部材応答に与える影響を明らかにした。具体的には、風圧力について時間及び各部材面で平均した平均風力係数により明らかにした上で、ホーム上家を構成する部材の応力について平均風力係数に基づく荷重を外力とした骨組弾性解析により明らかにした。

2. 対象構造物及び検討条件

2.1 対象構造物

対象とする構造物は、地平ホーム上に設置される小型の旅客上家とし、屋根は片流れ屋根とした。構造物の概要を図1に示す。旅客上家はホーム端に設置した。これは本実験に先行して基本的な条件のみで実施した風洞試験において、ホーム中央に設置した条件に比べ、ホーム端に設置した条件で、各部材面の風圧力が大きくなる結果が得られており、本実験では、旅客上家にとってより

* 元 構造物技術研究部 建築研究室

** 構造物技術研究部 建築研究室

*** 環境工学研究部 車両空力特性研究室

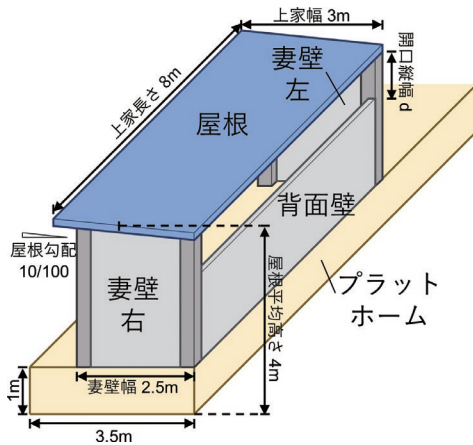
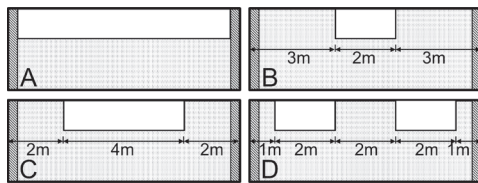


図1 対象構造物の概要

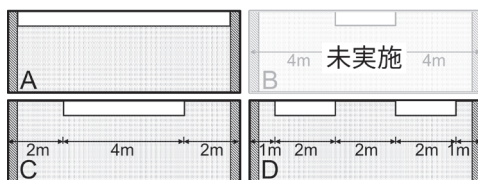
表1 実施した条件

開口縦幅	開口パターン
0m	—
0.5m	A, C, D
1m	A, B, C, D

開口パターンのA~Dの詳細は図2



(a) 開口縦幅 1.0m



(b) 開口縦幅 0.5m

図2 開口パターンの概要

厳しい条件で実施するのが妥当と判断したためである。

また、以下では、線路平行方向の壁を背面壁、線路直交方向の壁を妻壁と呼ぶこととする。

2.2 検討条件

実施した検討条件を表1に、開口パターンの概要を図2(図中の白抜き箇所が開口)に示す。背面壁の開口縦幅 d は0m(開口なし)、0.5m、1.0mの3通り、開口パターンはA~Dの4通りを検討条件とした。ただし、検討は全ての条件の組合せで実施せず、開口縦幅1.0m、開口パターンAの条件を基本ケースとし、基本ケースに対する比較の観点から不要と判断したいくつかの組合せについては省略した。C及びDにおける開口の横幅

は等しく、また、C及びDの開口縦幅を0.5mとした場合、開口縦幅1.0mのBと開口面積が等しくなる。

3. 風洞実験に基づく風圧力の検討

3.1 風洞実験概要

3.1.1 実験気流

実験は、鉄道総合技術研究所の大型低騒音風洞密閉型測定部で実施した。風洞測定部は幅5m、長さ20m、高さ3mである。実験気流は、前述の荷重指針⁷⁾の地表面粗度区分II相当の乱流境界層であり、平均風速のプロファイルを表すべき指数は0.14である。実験風速は動圧測定位置(高さ1.8m)で約30m/s、代表風速は屋根平均高さで約19.7m/s(実スケールで51.6m/s)である。実験風速及び代表風速は、鉄道構造物等設計標準・同解説^{例え9)}に示される設計用風荷重を参考に決定した。実験に用いる寸法の縮尺率は実大スケールに対し1/40とした。レイノルズ数 Re は、模型の平均屋根高さを代表長として、 $Re=1.4 \times 10^5$ である。なお、模型スケールのレイノルズ数 Re は実大スケールに対し1/100であるが、本研究対象であるホーム上家のように角型の形状で構成される物体の場合、1/100程度のレイノルズ数 Re の違いが風圧力に与える影響は小さいため、問題ないものとした。風洞床面からの平均屋根高さ0.105m(模型下の基盤0.005mを含む)における主流方向の乱れ強さ I_u 及び乱れのスケール L_x はそれぞれ $I_u=0.17$ 及び $L_x=0.65m$ (上家長さは模型寸法で0.2m)である。

3.1.2 実験模型

実験は、小型のホーム上家の他に、壁を有さない先行研究¹⁰⁾に準じた独立上屋(以下、先行研究上屋)に対しても実施し、ホーム上家の本実験に先んじて風洞実験方法の妥当性を検証した。図3に先行研究上屋の模型の概要を示す。屋根を構成する①から⑥の位置に、圧力測定孔を両面に設けた二種類の圧力測定パネルを順に配置し、6回の送風によって屋根全域72箇所(上下面の合計144の圧力孔)の圧力測定を行う。なお、圧力パネル以外のパネルは、同一形状で圧力孔の無いダミーパネルである。

図4に本実験で使用した小型のホーム上家模型の一例を示す。屋根は、四隅の柱(幅7.7mm)によって支持され、屋根、背面壁及び妻壁の各種寸法は2.1節に準ずる。上家はホーム端に設置し、ホームの全長は600mm(実物大24m)である。屋根、背面壁及び妻壁の厚さは3.75mmとし、各部材の両面に圧力測定孔が設けられている。圧力測定孔の配置の一例を図5に示す。圧力測定孔の配置は、各部材面上で均等になること、及び屋根から背面壁にかけての計測断面が同一となることに配慮して決定した。圧力測定孔の点数は、屋根及び妻

壁は条件によらず共通で、外面内面合わせてそれぞれ24点、12点である。背面壁の圧力測定孔の点数は、開口パターンによって異なり、パターンAで16点、その他のパターンで24点である。

3.1.3 圧力測定方法

圧力は、屋根、背面壁及び妻壁に設けられた最大計72点の圧力測定孔を用いて、サンプリング周波数2kHzで全点同時計測した。圧力計にはZOC-23B（スキャニバルブ製）を32ch及びMT-SP-8（メロンテクノス製）を6台で48ch、A/D変換器にはNI 9229（ナショナルインスツルメンツ製）を用いた。モデルの圧力測定孔と圧力計とはウレタンチューブ及びレクタングュラコネクタ（RC2/063-8）を用いてモデル下で接続されている。なお、サンプリング数は1回の測定に対して100,000個（=50秒、実大スケール換算で約10分）であり、同一条件で5回測定した。先行研究上屋の実験風向角は、図3に示す90~180deg.の間を30deg.刻みに4条件とした。ホーム上家の実験風向角は、軌道側からの送風を $\theta=90\text{deg.}$ 、軌道反対側からの送風を $\theta=-90\text{deg.}$ とし、 $\theta=-90\text{deg.}\sim 90\text{deg.}$ の範囲で15deg.間隔を基本とした⁴⁾（図6）。ただし、一部条件では、基本的な複数の条件の結果により比較的風圧力が小さいと判断されたため、 $\theta=-90\text{deg.}\sim 0\text{deg.}$ 及び $\theta=15\text{deg.}$ を省略した。

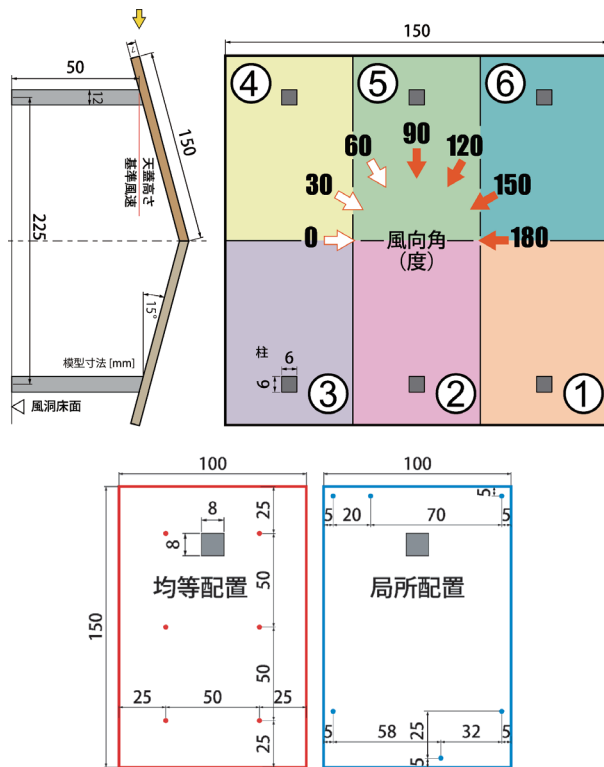


図3 先行研究上屋の模型概略図

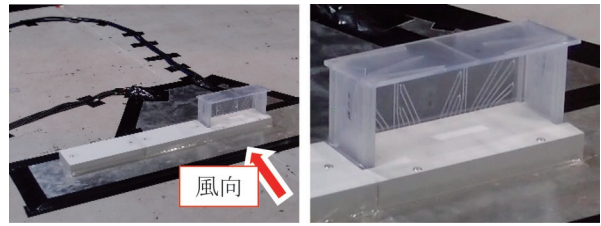


図4 実験模型の一例（パターンB、風向角90deg.）

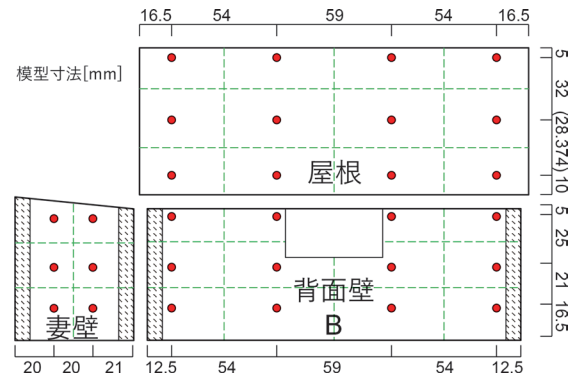


図5 圧力測定孔配置の一例（開口パターンB）

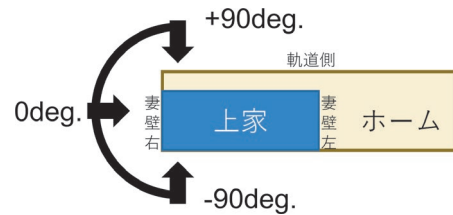


図6 風向角の定義

3.2 検証指標の定義

風圧力は、風力係数に速度圧を乗じたもの⁸⁾であるが、本研究では実験風速が全ケースで同一であることから、設計用風圧力は、下式で定義する平均風力係数 C_f を用いて、屋根、背面壁及び妻壁それぞれについて検討することとした。

$$C_f = \frac{1}{Aq_H} \sum_{k=1}^n (p_{ok} - p_{ik}) a_k \quad (1)$$

ここで、 A は各部材面の面積、 q_H は屋根平均高さにおける速度圧、 P_{ok} は上家外側の圧力測定孔毎の平均風圧、 P_{ik} は上家内側の圧力測定孔毎の平均風圧、 a_k は各圧力測定孔に割り当てる面積、 n は各部材面における内側又は外側の圧力測定孔の点数である。背面壁の面積 A は開口部を除くこととした。 a_k は図5の破線に示すように、隣り合う圧力測定孔同士から等距離に境界が位置するよう定めた。圧力測定孔毎の平均風圧、 P_{ok} 、 P_{ik} は、時間平均した値を各条件でアンサンブル平均することで算出した。

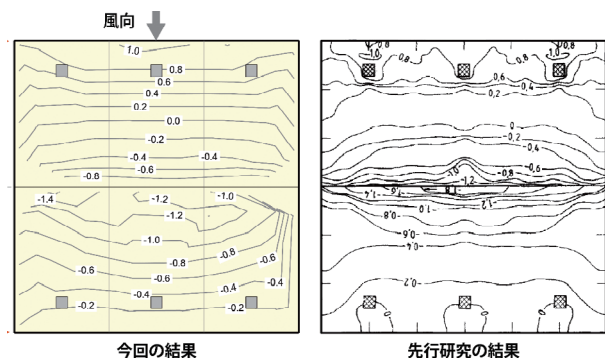


図7 先行研究上屋に対する平均風力係数の比較

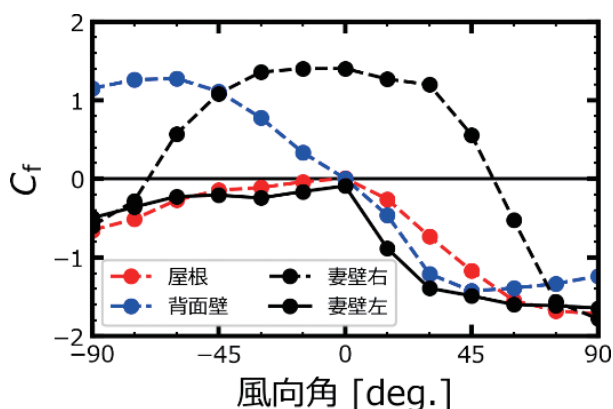


図8 風向角と風力係数 C_f の関係 (基本ケース)

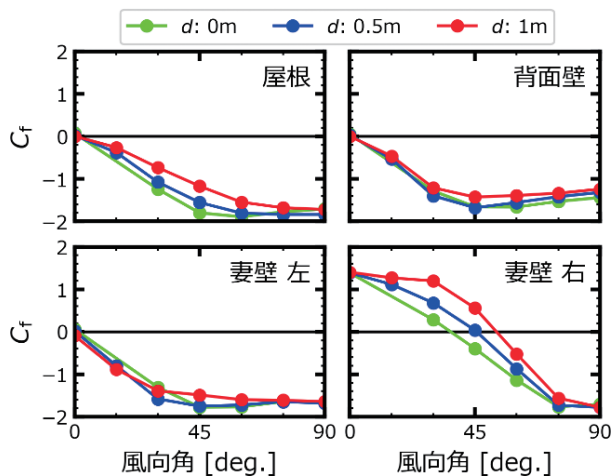


図9 風向角と風力係数 C_f の関係
(開口縦幅 d による比較)

3.3 実験結果及び考察

3.3.1 先行研究上屋の実験結果

図7に風力係数 C_f の比較例として風向角 90deg. における平均風力係数の分布を示す。先行研究の結果は、上屋模型端部まで多くの圧力孔により詳細に測定しているため細かく比較すると、屋根面上で異なる箇所もあるが、図示していない他の風向角も含めて、分布がほぼ同等であるため、今回の実験は十分な再現性を有していると考え

えられる。

3.3.2 基本ケースにおける風向角と風力係数の関係

基本ケース (開口パターン A, 開口縦幅 1.0m) について、風向角と風力係数 C_f の関係を図8に示す。全体の傾向として、風向角が負の範囲よりも正の範囲で風力係数 C_f の絶対値は大きい傾向にある。風力係数の絶対値の大きい場合で耐風設計上不利になりやすいことから、以下の比較検討では、風向角を正の範囲、すなわち風が軌道側から吹く範囲に限って検討する。

3.3.3 開口縦幅による影響

開口パターン A について、開口縦幅毎の風向角と風力係数 C_f の関係を図9に示す。屋根及び背面壁の風力係数 C_f の絶対値は、一部の風向角で差は小さいものの、概ね開口縦幅が大きいほど小さい傾向にある。一方、妻壁の風力係数 C_f は、左では開口縦幅によらず概ね同程度の値を取るのに対し、右では風向角により絶対値の大小が異なり、風向角 $\theta < 45\text{deg.}$ では開口縦幅が小さいほど小さく、風向角 $\theta > 45\text{deg.}$ では開口縦幅が大きいほど値が小さい傾向にある。ただし、絶対値が最大値を取る風向角 90deg に着目すると、開口縦幅による風力係数 C_f の差は非常に小さい。

次に、開口縦幅 0m と 0.5m, 0.5m と 1.0m との風力係数 C_f の差に着目する。比較的差が顕著である風向角 45deg. における屋根及び背面壁を見ると、0m と 0.5m との差よりも 0.5m と 1.0m の間の差の方が大きい傾向にある。よって、開口縦幅と風力係数 C_f の低減の程度は比例関係にはなく、開口を 0.5m 程度設けるのみでは風圧力の低減が比較的小さいと言える。

以上より、一定以上の開口を設けると、屋根及び背面壁に作用する風圧力を低減できると言える。ただし、縦幅 0.5m 程度ではその効果が見られない点には留意が必要である。

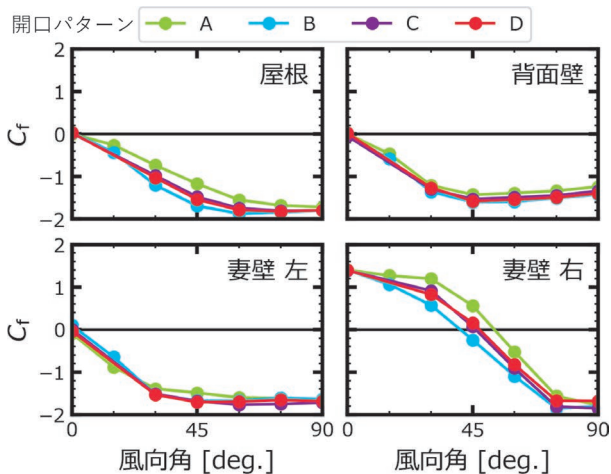
3.3.4 開口パターンによる影響

開口パターン毎の風向角と風力係数 C_f の関係を図10に示す。図10 (a)は開口縦幅を 1.0m で揃えた場合、(b)は開口面積を 2.0m² で揃えた場合の結果を示している。図10 (a)より、風力係数 C_f の絶対値は A で最も小さく、B で最も大きい傾向にある。また、C と D の風力係数 C_f は風向角によらず概ね同程度である。一方、図10 (b)に着目すると、いずれの条件でも、風力係数 C_f は同程度である。

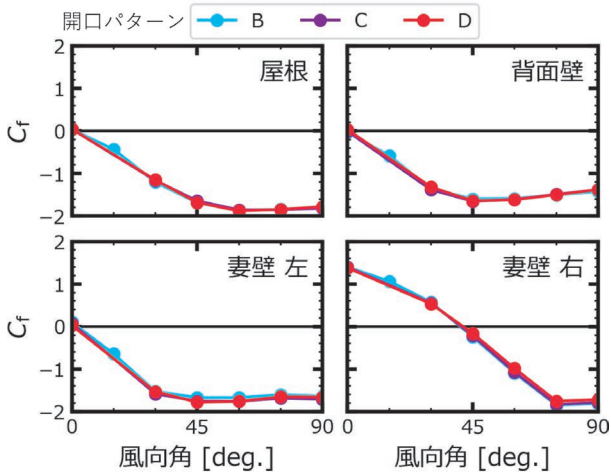
以上より、各部材面に作用する風圧力の大きさは開口面積に依存する傾向にあり、開口の設け方に概ねよらないことが示唆された。

4. 骨組解析に基づく部材応答の検討

前章では、風洞実験により得られた各部材面の平均風



(a) 開口縦幅を 1.0m に揃えた場合



(b) 開口面積を 2.0m² に揃えた場合

図 10 風向角と風力係数 C_f の関係
(開口パターンによる比較)

力係数を指標として、外力としての風圧力を検討し、各部材面毎の傾向を把握した。一方、構造部材への影響を考える場合、部材面毎に作用する風圧力を検討するだけでなく、全部材面に作用する風圧力による影響を総合して検討する必要がある。また、背面壁の開口の違いは、受圧面積の違いとなるため、これらの影響の検討は前章の外力の検討のみでは不十分である。そこで、本章では、前章の風力係数相当の風荷重が各部材面に作用した場合における構造部材の応答を、骨組解析により検討する。

4.1 骨組解析概要

4.1.1 骨組解析モデル

解析は、汎用構造解析ソフト midas iGen を用いて弾性モデルとして行った。図 11 に骨組解析モデルの一例を示す。風荷重は、壁や屋根の仕上材（面材）から、母屋、胴縁等の下地材（線材）を経て、柱、梁等の構造部材に伝達される。実際には面材の面内剛性によって構造

部材が拘束されるが、実設計ではこの拘束による影響を捨象して設計される場合が多い。そこで本検討では、面材の面内剛性が構造部材の応答に影響を与えないように、解析モデルを構造部材による要素（以下、構造躯体要素）と風荷重を受圧する要素（以下、風荷重受圧要素）の2つの要素によって構成することとした。両要素は、風荷重受圧要素の面外方向のみ荷重を伝達する境界条件で剛体連結されている。風荷重受圧要素に外力を入力し、それに対する構造躯体要素の応力を検討する。構造躯体要素の断面寸法は、旅客上家設計でしばしば参照される旧国鉄の標準的な旅客上家のうち、規模の近い片流れ屋根の旅客上家を参考に決定した。構造躯体要素の断面寸法を表 2 に示す。構造躯体要素のブレース以外の部材は曲げ剛性、せん断剛性及び軸剛性を考慮した線材、鉄骨壁面ブレースは軸剛性のみを考慮したトラス材、屋根面ブレースは引張のみ作用するトラス材とし、柱及び間柱の柱脚は露出柱脚を想定し、ピン接合とした。風荷重受圧要素は折板屋根の折版方向及び壁の胴縁方向を想定して 20~30cm 間隔で分割し分割領域毎に構造躯体要素と連結させた。部材の材料は、構造躯体要素、風荷重受圧要素共に SS400 とした。入力荷重は前章に基づき $C_f \times$

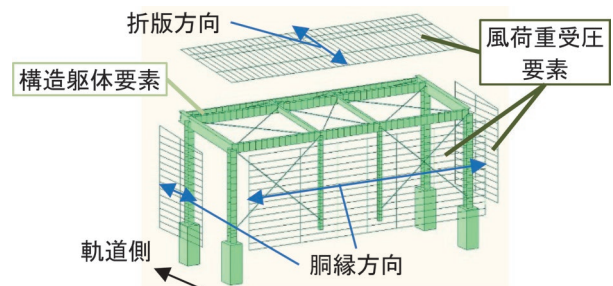


図 11 骨組解析モデルの一例

表 2 構造躯体要素の断面寸法

柱	柱	H - 200×200×8×12
	間柱	H - 100×100×6×8
梁	主梁	H - 300×150×6.5×9
	桁梁	H - 250×125×6×9
	サブビーム	H - 150×75×5×7
	鼻桁	C - 150×50×4.5
ブレース		16φ

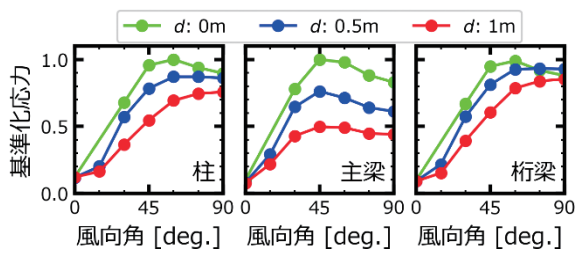
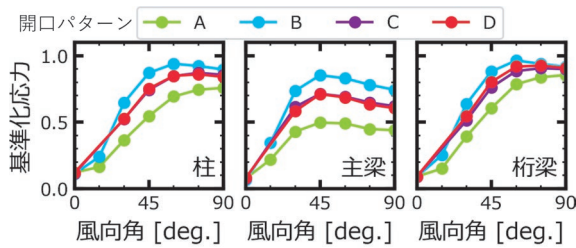
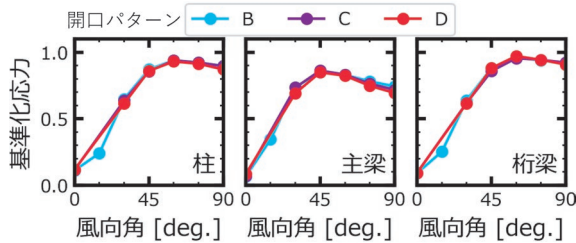


図 12 風向角と基準化応力の関係
(開口縦幅 d による比較)



(a) 開口縦幅を 1.0m に揃えた場合



(b) 開口面積を 2.0m² に揃えた場合

図 13 風向角と基準化応力の関係
(開口パターンによる比較)

1.0N/m² の面荷重とし、風荷重受圧要素に作用させる。

4.1.2 検討指標

検討対象の部材は、柱、主梁及び桁梁とし、各部材の最大応力の絶対値を条件毎に比較検討する。その際、検討に用いる指標は、各部材の応力を全条件の最大値で基準化した応力の絶対値（以下、基準化応力）とした。

4.2 解析結果及び考察

4.2.1 開口縦幅による影響

開口パターン A について、開口縦幅毎の風向角と基準化応力の関係を図 12 に示す。なお、旅客上家は柱 4 部材、主梁及び桁梁各 2 部材から構成されるが、柱同士、主梁同士、桁梁同士で傾向が同様であったため、以下では、柱、主梁及び桁梁毎に基準化応力の最も大きい部材の値を各条件の代表値として示す。図より、概ね全ての風向角で開口縦幅が大きいほど基準化応力は小さい。また、各風向角で、基準化応力の差に着目すると、本検討の部材断面の条件においては、風力係数の差よりも顕著である。特に、開口縦幅 0m と 0.5m との差を見ると、風力係数においては差がほとんど見られなかったのに対し、基準

化応力では開口縦幅 0.5m と 1.0m の差と同程度の風向角も見られる。風力係数が同程度の場合、開口縦幅が大きくなると、その分背面壁の受圧面積が減少し、入力される荷重の総量も減少するが、この影響が全ての部材に対し応力の減少を生じさせたとは見られる。よって、背面壁の風圧力の影響が部材応力に対して大きいと言える。

以上より、開口縦幅を大きくするほど、風圧力と同様に応力も低減でき、かつ、その低減の程度は風力係数で見られた程度よりも顕著に現れると考えられる。

4.2.2 開口パターンによる影響

開口パターン毎の風向角と基準化応力の関係を図 13 に示す。図 13 (a) は開口縦幅を 1.0m で統一した場合、(b) は開口面積を 2.0m² で統一した場合の結果を示している。図 13 (a) より、基準化応力は A で最も小さく、B で最も大きい傾向にある。また、C と D の基準化応力は風向角によらず概ね同程度である。一方、図 13 (b) に着目すると、いずれの条件でも、基準化応力は同程度である。以上の傾向は風圧力に基づく検討と同様だが、基準化応力で傾向が顕著である。風力係数の場合よりも基準化応力の場合で影響が顕著となったのは、4.2.1 項と同様に、開口面積により背面壁の受圧面積が変化した影響と考えられる。

以上より、各部材の応力は、風圧力と同様に開口面積に依存し、開口の設け方に概ねよらないと言える。

5. まとめ

本研究では、地平プラットホーム上に設置された小型のホーム上家を対象に、風洞実験を行い、時間的空間的に平均した風力係数を算出し、その結果を外力とした骨組解析を行った。その結果、ホーム上家の形態の違いが風圧力及び部材応答に与える影響について、旅客上家に作用する風圧力及びそれに対する応答は、背面壁に設けた開口が大きいほど小さく、開口の配置の仕方には依存しないという知見を得られた。今後は、各部材面内の風圧力の分布や偏りを考慮するとともに、内圧、外圧それぞれについて一般建築等との比較等を実施し、より検討を深度化する。

注) 上家および上屋：一面以上の壁がなく屋根の下面が風に晒される、もしくは屋根だけの建物を指す。鉄道の技術基準等では「上家」と表記されてきたが、建築基準法等では「上屋」と表記されてきた。本文では、プラットホーム上の旅客上家など鉄道施設として使用する場合は「上家」、独立上屋など建築基準法の範疇となる建物の場合は「上屋」と表記した。

文 献

- 1) Gumley, S.J., "A parametric study of extreme pressures for the static design of canopy structures, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics", Vol.16, pp.43-56, 1984.
- 2) British Standards Institution, "Code of basic data for the design of buildings Chapter V. Loading, Part 2. Wind loads", CP3: Chapter V: Part 2, 1972.
- 3) Letchford, C.W. and Ginger, J.D., "Wind loads on planar canopy roofs, Part 1 mean pressure distributions", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 45, pp.25-45, 1992.
- 4) Ginger, J.D. and Letchford, C.W., "Wind loads on planar canopy roofs, Part 2 fluctuating pressure distributions and correlations", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 51, pp. 353-370, 1994.
- 5) Standards Australia, "Australian/New Zealand Standard, Structural design actions, Part 2 : Wind actions", AS/NZS 1170.2, 2002.
- 6) 植松康, 飯泉江梨, セオドル・スタトポラス: 独立上屋の風荷重に関する研究: その2 構造骨組用風力係数, 日本風工学会論文集, 第31巻, 第107号, pp.35-49, 2006
- 7) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説, 丸善出版, 2015
- 8) 国土交通省国土技術政策総合研究所, 国立研究開発法人建築研究所監修: 建築物の構造関係技術基準解説書 2020年版, 全国官報販売協同組合, 2020
- 9) 鉄道総合技術研究所編: 鉄道構造物等設計標準・同解説(コンクリート構造物)——第I編 基本原則/第II編 橋りょう, 2023
- 10) C.W. Letchford, J.D. Ginger, "Wind loads on planar canopy roofs, Part 1 mean pressure distributions", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol.45, pp.25-45, 1992.

加圧注入型地山補強土工法の開発と施工

倉上 由貴* 中島 進* 別府 正顕** 矢崎 澄雄***

Development and Construction of Ground Reinforcement Method using Pressurized Injection Materials

Yuki KURAKAMI Susumu NAKAJIMA Masaaki BEPPU Sumio YAZAKI

A new method called Lotus anchor method was developed as a soil reinforcement method using grout injection. This method enables the construction of ground reinforcement with a diameter larger than the boring diameter ($\phi=115$ mm) by pressurized injection. The pullout test results showed that the design pullout resistance can be evaluated reasonably by setting the reinforcement diameter twice than that of the boring diameter. It was also confirmed that the proper management of injection pressure and injection rate secures the safe construction. Using an ordinary soil reinforcement method, we need a large construction machine with a width of about 5 m, on the other hand only a width of just 3 m will do for the developed method. Moreover, using a small core drill machine, required space can be reduced to just a 1 m site width, allowing the construction in narrow place.

キーワード：地山補強土，加圧注入，補強材，引抜き試験，ロータスアンカー工法

1. はじめに

加圧注入型の地山補強土工法として開発した「ロータスアンカー工法」¹⁾は2013年の開発以降、狭隘部の旧式擁壁や盛土・切土の補強工事を中心に施工されており、2022年6月末時点で施工総延長は23kmを超えている。

地山補強土工法とは、自然斜面や切土・盛土の内部に棒状の補強材を配置して地山を安定化する技術である。ここで、図1に地山補強土工法の基本的な構造を示す。補強材は芯材と定着材（グラウト材）から構成され、一般的な新設を対象とした施工手順は、初めに削孔を行い、その中心位置に棒状の引張芯材を挿入し定着材（グラウト材）を注入する。地山を掘削した場合は、表面を壁面工等で被覆し、補強材と表面材を頭部定着材で連結することにより地山の安定化を図る。補強材抵抗力の発現機構として、地盤内に造成された補強材の周面摩擦力が構造物の抵抗力として付与されることから、地山補強材は太く長いほど、大きな抵抗力が期待される。地山補強材は2

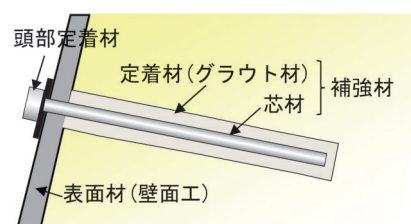


図1 地山補強土工法の基本的な構造

章で後述するように補強材の直径に応じて表1のように分類される。地山補強材はいくつかの種類があるが、従来の工法では、定着材の注入を無加圧注入とする工法が一般的であるため補強材径と同一の削孔径が必要となる。

近年では、擁壁・橋台などの既設構造物の補強にも地山補強土工法が適用されている。既設構造物を対象とした補強工事では、営業線に近接した施工であることや、都市部では狭隘箇所での施工も多く、空間的・時間的な制約がある。そのため、工事費の増加、工事期間の長期化を招くなど施工面でいくつかの課題がある。

表1 地山補強土工法の分類

分類	工法	削孔			注入	
		削孔方法	削孔径 (mm)	補強材径 (mm)	グラウト材	注入方式
ネイリング	ロックボルト	一般の削孔機	$\phi 40 \sim 90$	$\phi 40 \sim 90$	セメント ミルク	無加圧式
マイクロ パイリング	キャロットアンカー工法	ロータリーバーカッシ	$\phi 170$	$\phi 170$		無加圧式
	ロータスアンカー工法（開発工法）	ヨン削孔機	$\phi 115$	$\phi 170, \phi 230$		加圧式
ダウアリング	ラディッシュアンカー工法	機械攪拌混合方式	$\phi 300 \sim 500$	$\phi 300 \sim 500$		無加圧式

* 構造物技術研究部 基礎・土構造研究室
 ** ライト工業株式会社
 *** 株式会社複合技術研究所

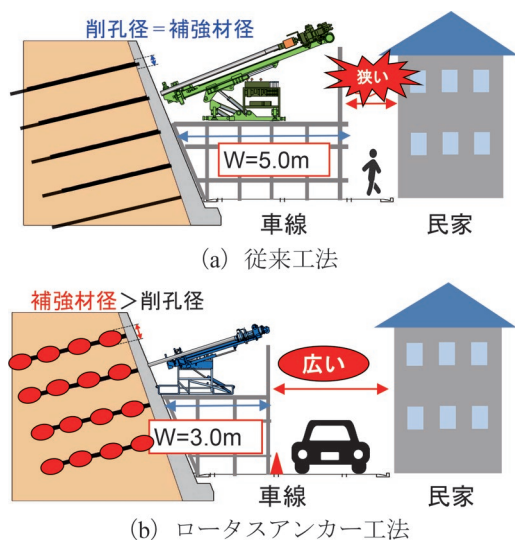


図2 地山補強土工法の比較

従来工法（無加圧注入工法）の課題を解決するために、加圧注入により補強材を拡大造成させることで高い引抜き抵抗力を得る地山補強土工法として「ロータスアンカー工法」を開発し、多くの現場で実用化されている。本稿では、開発過程で実施した試験施工や引抜き抵抗特性の評価、その後の実施工例、さらなる効率化・品質向上に向けた施工管理方法について報告する。

2. 加圧注入型地山補強土工法の開発と概要

2.1 従来工法の特徴とその課題

地山補強材は補強材の直径に応じて、小径（φ50～100mm程度）のネイリング、中径（φ100～300mm程度）のマイクロパイリング、大径（φ300～500mm程度）のダウリングに分類される。表1には、加圧注入型補強土工法として2013年に開発したロータスアンカー工法を含む、鉄道構造物で多く使用される工法を示す。

ネイリングは、山岳の硬質な地質を対象としたNATM工法で用いられるロックボルトの技術を基本としているため、補強材径は小径である。しかしながら、盛土は山岳地盤と比べると軟質で、ネイリングにより盛土の安定化に必要な周面摩擦力を確保するためには、長尺化・高密度化となる場合が多い。

ダウリング工法の一つである「ラディッシュアンカー工法」は機械攪拌により固化材であるセメントミルクを注入しながら地盤を攪拌混合すると同時に芯材を打設することで、直径300～500mmに及ぶ太径補強材を構築するものである。補強材径が太く表面積が大きいため、周面摩擦力が得られにくい盛土や崩壊性の地山では特に補強効果を発揮する。しかし、施工上の問題点として、地盤が硬質な場合や大きな礫が混在すると攪拌能力が低下し、施工が困難な場合がある。

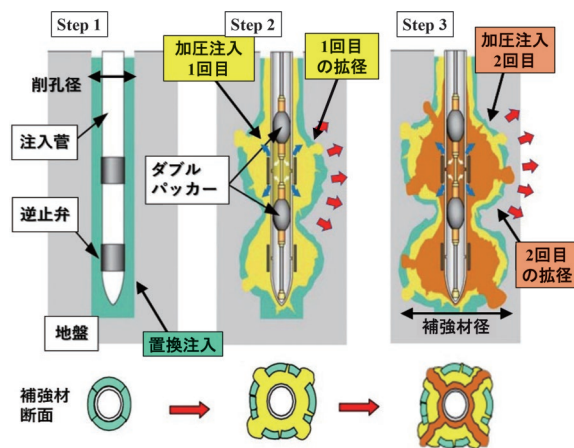


図3 施工手順

マイクロパイリング工法の一つである「キャロットアンカー工法」は、先行的に地盤を削孔して、削孔部をセメントミルクに置き換えるとともに中心位置に芯材を挿入し、直径170mmの中径補強材を構築するものである。高出力のロータリーパーカッションドリルを用いて削孔することにより、礫や玉石などを含む地盤や硬質地盤においても施工が可能な工法である。

このように、地盤や現場の状況に応じて地山補強材の種類を選定するものの、従来の地山補強土工法を既設構造物の補強に用いた場合、以下の課題があった。

- ① 地山補強材は太く長いほど、大きな抵抗力が期待されるが、削孔径・補強材径に応じて施工機械が大型化し、都市部などの狭隘箇所での施工が困難となる。一般的に施工時に3.5～5.0m程度の幅が必要となる（図2(a)）。一方で、小型の施工機械を使用して小径の補強材を適用すると補強材が長くなり、削孔本数も増加する。
- ② 擁壁などの既設構造物を補強する場合には、コンクリート壁面を削孔する必要がある。削孔径が大きいとコアボーリングのための準備工も大規模となり、工事費・工事期間に占める準備工の割合が大きくなる。
- ③ 削孔から補強材造成、芯材挿入までを一施工で完了させる必要があるが、例えば終電から始発までの夜間間合いで施工する場合など、時間的な制約がある場合には工期が長くなりやすい。

そこで、これらの課題に対応するため、小型機械による施工が可能で、さらに補強材径の拡大を可能とする加圧注入型の地山補強土工法（ロータスアンカー工法）を開発した経緯がある。

2.2 加圧注入型の地山補強土工法

加圧注入型の地山補強土工法であるロータスアンカー工法の概要と施工手順について述べる。図3にロータス

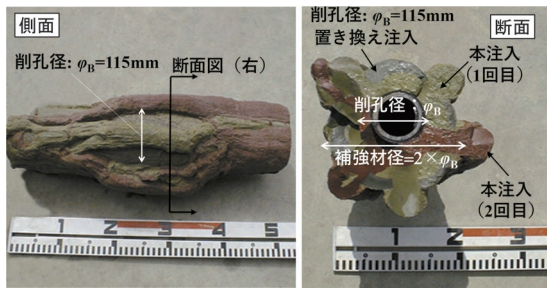


図4 繰返し加圧注入による補強材の側面と断面

アンカー工法の施工手順を示す。ロータリーパーカッションドリルにより地盤の先行削孔 ($\phi 115\text{mm}$) を行い、削孔部分に注入管を挿入して、孔内および注入管内部をセメントミルク（グラウト材）で置換注入する（STEP1）。キャロットアンカー工法と同様にロータリーパーカッション式の削孔機を用いることにより、礫や玉石などを含む地盤や硬質地盤においても施工が可能である。また、置換注入することで削孔した地盤の崩壊を防止することができるため、削孔と加圧注入を別工程で実施することが可能となる。次に、置換注入部を水による加圧で割裂したうえで、二重管ダブルパッカーからグラウト材を加圧注入して補強材を拡大造成する（STEP2）。より大きな補強材抵抗力が必要な場合や、想定より地盤が軟弱でさらなる拡張が必要な場合には、繰返し加圧注入を行うことで補強材の拡張も可能である（STEP3）。後述する引抜き試験の結果より、削孔径 $\phi 115\text{mm}$ に対して、砂質土地盤では 2.0 倍 ($\phi 230\text{mm}$)、粘性土地盤では 1.5 倍 ($\phi 170\text{mm}$) の補強材径を造成することが可能となっている。図4は繰返し加圧注入工法により造成された補強材の側面と断面を示す。加圧注入により削孔径に対して補強材径を平均的に2倍程度まで拡大できていることが分かる。開発工法により、上述した課題に対して、下記の特徴で解決できる。

- ・削孔径が小さいため、占有幅 2.5~3.5m 程度の小型の削孔機械による狭隘箇所での施工が可能である（図2 (b)）。特に狭隘な場合、可搬型の削孔機を用いることで最低 1.0m 程度の占有幅でも施工が可能である。
- ・削孔径が小径であることから、既設構造物のコンクリート壁面の削孔量を低減することが可能である。
- ・削孔工と加圧注入による補強材の造成を別工程で施工することが可能なため、工事可能な時間に制約のある既設営業線に関係する工事では工期を大きく短縮することも可能である。

ただし、本工法の拡張技術は、グラウンドアンカーに適用していた技術を応用するものであり、地表面から比較的深い位置に存在する岩盤への定着により斜面の安定化を図るグラウンドアンカーとは異なる。そのため、土被り圧が小さい場所に適用し、周面摩擦力の評価が重要と

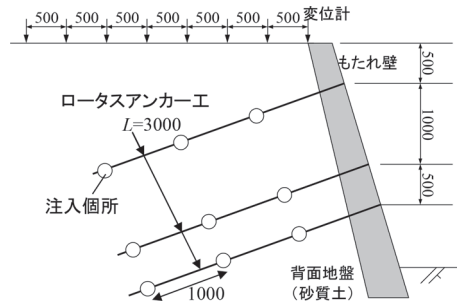


図5 試験施工の概要（単位：mm）

なる地山補強土工法のロータスアンカー工法においては、設計・施工法の両面で、いくつかの課題があり、試験施工により検討をしたので3章ではその結果を報告する。

3. 試験施工による設計・施工法の確立

3.1 試験施工の概要

引抜き抵抗の評価法および安全に施工可能な繰返し注入の仕様設定のために、鉄道総研の盛土試験場で試験施工を行った。図5に試験施工の実施概要を示す。砂質土盛土に構築された既設もたれ壁に、土被り（打設位置）0.5m、1.5m、2.0mの位置で長さ3mの地山補強材を施工した。また、補強材の引抜き抵抗力を評価するための比較対象としてロックボルトも打設した。

3.2 施工時の地盤隆起について

加圧注入の施工管理条件を検証する目的で予備試験を実施した。このときの仕様は、RSI グランドアンカー²⁾の基準に準じて、加圧注入量は目標補強材径 ($\phi 230\text{mm}$) の約3倍（削孔径に対して6倍）となるように設定し、繰返し注入回数は3回、注入速度 8L/min、上限の注入圧力 4MPa、加圧注入位置を 1m ピッチとした。3回の繰返し注入の結果、最大で累計 26mm 程度の大きな隆起量が見られた。これは、RSI グランドアンカー²⁾ではアンカー体の土被り 5m 以上を標準としているが、地山補強土工法では、土被り 0.5m 程度の小土被りを対象としていることに起因する。

予備試験の結果を踏まえて、本試験では、グラウト材の加圧注入量を目標補強材径 ($\phi 230\text{mm}$) 相当の体積に再設定した。この設定は、注入圧力により地盤を割裂させ地盤内が補強材に置き換わる割裂注入の考えに基づいて設定している。この加圧注入量の再設定に加えて予備試験の結果から、地盤隆起が生じないように、注入速度 2~5L/min、圧力 1.5MPa 以下の管理値を設定した。特に土被りが小さい最上段においては、割裂注入の考えに基づき加圧注入をすると、グラウト材が地表面に流出する恐れがあるため、異常流出や地盤の変位量が許容値を

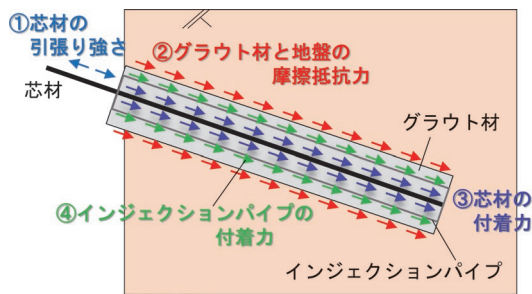


図6 地山補強材に発生する抵抗力

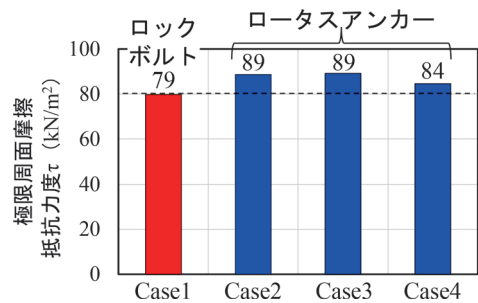


図7 極限周面摩擦抵抗力度の比較

表2 引抜き試験一覧

	Case	土被り	加圧注入により造成される目標補強材径		極限引抜き抵抗力	
			(mm)	比率	(kN)	比率
ロックボルト	1	1.5m	115mm*	1倍	72	1倍
ロータスアンカー	2	0.5m	230mm	2倍	160	2.2倍
	3	1.5m	230mm	2倍	161	2.2倍
	4	2.0m	345mm	3倍	229	3.2倍

※ロックボルトは無加圧注入である

超過しないように注入速度を調整した。なお、軌道の変位制限値を参考に、本試験では地盤の許容変位量を5mm以内に設定した。実際の鉄道構造物では軌道荷重が存在するが、本試験施工では軌道荷重がないため、より地盤変位が発生しやすい条件下での試験である。

試験施工では注入管理を行うことにより、土被り0.5m、1.5m、2.0mで、隆起量の最大値はそれぞれ4.02mm、0.81mm、1.52mmであった。試験施工の結果では、注入速度、注入圧力の制限値を設定した注入管理を行うことによって土被り1.5m程度以上の場合には軌道レベルでの変位に殆ど影響がないことが確認された。

3.3 引抜き抵抗力の評価

ロータスアンカー工法により造成した地山補強材に引抜き力が作用したときに、図6のような抵抗力が発生する。設計での引抜き抵抗力は、①芯材の引張り強さ、②グラウト材と地盤の摩擦抵抗力、③芯材の付着力、④インジェクションパイプの付着力のうち最小値で決定する。標準的な設計では、②グラウト材と地盤の摩擦抵抗力により決定されることが多い。しかし、ロータスアンカー工法で造成した補強材の直径は均一でないため、摩擦抵抗力の評価を直径が均一な通常の地山補強材と同様に評価することが可能明らかではない。

そこで、試験施工で構築した補強材の引抜き試験を実施し、加圧注入型の補強材の極限引抜き抵抗力（補強材と地盤の摩擦力）を確認した。表2には、引抜き試験の条件と結果の一覧を示す。ここで、無加圧注入型でロータスアンカーの削孔径と同一の補強材径に設定したロックボルト（Case1）を比較対象とした。Case2~4ではロー

タスアンカーを対象としており、削孔径 ϕ 115mmに対して、Case2, 3では削孔径の2倍（ ϕ 230mm）を目標補強材径とし、Case4は3倍（ ϕ 345mm）を目標補強材径として加圧注入を行った。

Case1の極限引抜き抵抗力を基準にすると、注入量が削孔径の2倍に相当するように加圧注入したCase2, 3の極限引抜き抵抗力は2.2倍と2倍以上であり、補強材径が2倍以上確保されていると見なすことができる。ロータスアンカーの引抜き抵抗力の発現機構として、ロックボルトと同様の摩擦成分の他に、節状に形成された補強材が土中引抜きの際に受働破壊を伴い大きな抵抗力を発揮することが考えられる。Case4では、目標補強材径3倍に相当する注入量で造成した極限引抜き抵抗力がCase1の3.2倍に増大した。これは、注入量を通常の3倍を超える量を注入することで、グラウト材と地盤の摩擦抵抗力をさらに増大させることが可能なことを示唆している。ただし、掘り起こした結果からインジェクションパイプとグラウト材の付着切れが発生したことにより引抜けている可能性が確認され、表2に示した引抜き抵抗力は図6に示す抵抗メカニズムのうち④で破壊が生じた可能性があることを示唆している。このような場合には、インジェクションパイプとグラウト材との付着切れが生じないように地山補強材の長さを伸ばすなどの摩擦抵抗力を増やす対応が必要である。

一般に地山補強土工法の設計では、グラウト材と地盤の摩擦抵抗力により引抜き抵抗力が決定される。グラウト材と地盤の摩擦抵抗力は、単位面積当たりの極限周面摩擦抵抗力度 τ に補強材の周面積を乗じて算定する。

図7に各ケースの極限周面摩擦抵抗力度を示す。実際にはロータスアンカーは補強材径が不均一であるものの、注入量に応じた目標補強材径を補強材の直径として設定した極限周面摩擦抵抗力度 τ をロックボルト（Case1）の値と比較した結果である。Case2, 3, 4ともにロックボルト（Case1）と同程度の極限周面摩擦抵抗力度が得られた。このことは、ロータスアンカーにおけるグラウト材と地盤の摩擦抵抗力が注入量に応じた目標補強材径から設定した周面積に、既に豊富な実績がある従来工法の極限周面摩擦抵抗力度を乗ずることで設定

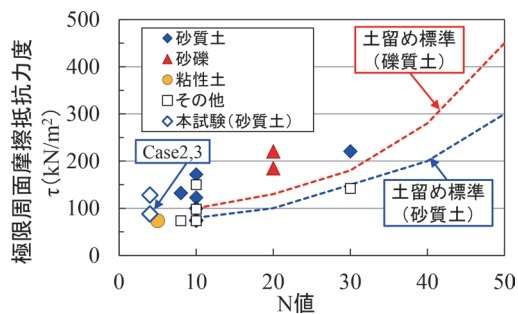


図8 極限周面摩擦抵抗力度とN値の関係

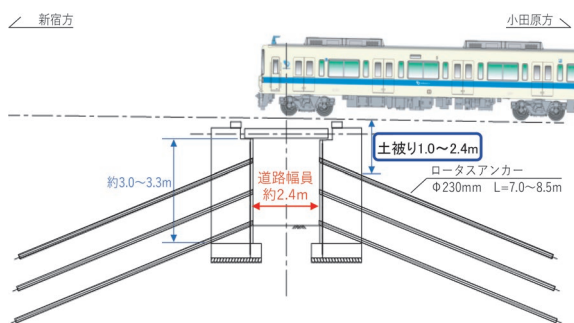


図9 既設橋台耐震補強断面図(事例1)⁴⁾

可能なことを示唆している。このことを確認するために、図8には、本試験の結果と、施工現場で実施した引抜き試験で得られた引抜き抵抗力度から前述した方法により算定した極限周面摩擦抵抗力度を土質毎にN値との関係として整理している。併せて鉄道構造物等設計標準・同解説(土留め構造物)(以下、「土留め標準」と称す)³⁾における推定値を破線で示す。ロータスアンカーの試験結果については、前述した通り目標補強材径を削孔径の2倍に設定して極限周面摩擦抵抗力度を求めている。本試験対象である砂質土盤のN値は4であり、極限摩擦抵抗力度は、土留め標準におけるN値10相当の地山を対象とした推定値と同等以上であった。以上より、ロータスアンカー工法においても、従来工法の極限周面摩擦抵抗力度に目標補強材径から算出した周面積を乗じて引抜き抵抗力度を算出することの妥当性が確認された。

実際には節状の補強材が連続的に造成されることで、一様な径の補強材より大きな引抜き抵抗の発現が期待されるものの、設計では補強材径を削孔径の2倍(目標補強材径)としたロックボルトの推定値を極限周面摩擦抵抗として評価することで、安全側に設計上の引抜き抵抗力度を設定することが可能なことを確認した。

4. 既設構造物補強での適用事例

本章では鉄道現場で適用された事例の一部を紹介する。一つ目の事例は、鉄道直下での橋台の耐震補強現場である⁴⁾。本適用箇所の断面図を図9に示す。補強対象と

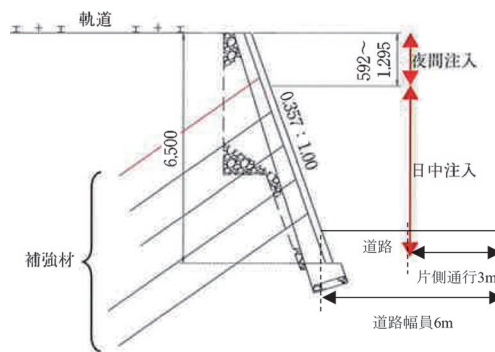


図10 既設擁壁補強断面図(事例2)⁵⁾

なる橋台は、幅員2.4mと非常に狭い道路に面しており、施工機械の搬入が困難である。さらには、営業線直下での施工となり、軌道への影響を最小限にしなければならない。対象橋台の周辺状況から、小型機械で大径の補強材を構築できる工法かつ、小径の削孔が可能なロータスアンカー工法が採用された。本現場は非常に狭隘な箇所であるためコアドリルを用いた。図9に示すように補強材を3段施工する必要があり、最上段の土被りは最小で約1.0mと線路直下での施工である。安全性を考慮し、最上段は線路閉鎖での施工として、隆起の有無を確認した。最上段の補強材は、最大圧力0.8~1.6MPaと規定(1.5~2.0MPa)の範囲内で、軌道隆起は確認されなかった。2段目以降では、最上段よりも土塊重量も増加するため、軌道隆起は生じないと判断して、昼間に施工した。昼間施工でも安全に施工を完遂し、工期短縮・コスト削減を図ることができた。また、歩行者の少ない昼間に施工したことで、近隣住民への影響も最小限に抑えることができた。

二つ目の事例は、既設もたれ擁壁の補強現場である⁵⁾。当初設計では、φ150mmの棒状補強材で擁壁を補強する仕様としていたが、この径での補強材を施工するためには、大型の削孔機が必要で施工幅4.5~5.0mが必要であった。当該現場条件としては図10に示すように、道路幅員がのり尻から約6.0mあるが、幅3mの片側通行帯を確保する必要があるため、施工用地幅として確保可能な幅は約3.0mであり、当初計画していた大型の削孔機での施工は困難である。この条件下で施工可能な工法として、ロータスアンカー工法と機械攪拌混合方式によるマイクロパイリングが挙げられるが、現場の土質条件として擁壁背面にぐり石があるため、攪拌混合工法での施工にはケーシングが必要となるなどの課題があった。よって、当該現場では小型削孔機かつ高い削孔能力を有するロータスアンカー工法が採用された。削孔機は施工用地幅に収まるスプリングドリルを用いた。重量が約490kgであり、削孔機としては比較的軽量で、足場上の移動も容易である。5段の補強材のうち最上段では土被

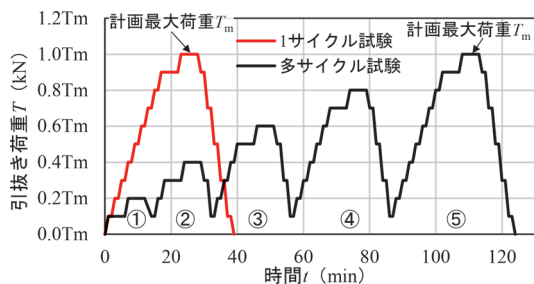


図 11 1 サイクル試験と多サイクル試験の概念図

り 0.59～1.29m かつ軌道直下での施工である（図 10）。最上段の施工では軌道隆起が生じる懸念があるため、削孔は昼間施工し、加圧注入を夜間と別施工し、軌道変位量を計測した。加圧注入時の軌道変位量は、鉛直：+0.3mm～-0.6mm、水平：+1.2mm～-1.6mm といずれも管理値±3.5mm の範囲に収まっていた。この結果に基づき、2 段目以深は、加圧注入時に管理値以上の変位は生じないものと判断して、削孔・加圧注入とのに昼間に施工した。最終的に安全に施工を完遂した。

5. 品質確認方法と施工上の留意点

前章で述べた通り、ロータスアンカー工法は 2013 年に開発されて以降、様々な現場で適用がなされてきた⁶⁾。これまでの施工実績から施工時の留意点や品質確認方法について得られた知見を活用して、令和 4 年に施工マニュアルを改訂⁷⁾した。

5.1 品質確認方法

補強材の品質確認は引抜き試験により行われており、その種類として、極限周面摩擦抵抗力を確認するための適合性試験と、設計引抜き抵抗力を確認するための受入れ試験がある。また、試験の载荷方法として、1 サイクル試験と多サイクル試験に分類され、前者は試験を簡易にできるメリットがあり、後者は繰り返し载荷条件に対する適応性が高いなどのメリットがある。図 11 に 1 サイクル試験と多サイクル試験の概念図を示す。1 サイクル試験は、計画最大荷重 T_m まで段階的に引抜き荷重を与えて引抜けないか確認をする方法である。一方で、多サイクル試験は、計画最大荷重 T_m に対して、最大荷重を徐々に増加させながら多数サイクル試験を行う方法である。1 サイクル試験よりも多サイクル試験の方が試験の所要時間も長くなるのが分かる。従来工法では、受入れ試験により 1 サイクル試験を全本数の 3% 以上実施することとしている。

一方で、ロータスアンカー工法の旧施工マニュアル⁶⁾では、多サイクル試験を実施することを基本としている。これは、ロータスアンカー工法では補強材を削孔径から

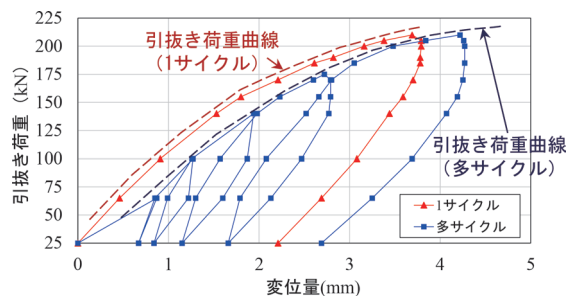


図 12 現場での受け入れ試験の結果

拡大造成して、設計で見込んだ補強材径の造成と対応する引抜き抵抗力の発現について、慎重に確認することを意図していたためである。しかし、前述した通り施工実績が増加してきたため、加圧注入量と引抜き抵抗力との関係や試験サイクル数の違いによる影響を検討することで、より合理的な品質管理が可能になると考えられる。

その取り組みの一環として、在来線鉄道盛土で施工した補強材の受入れ試験を行い、1 サイクル試験と多サイクル試験の違いを確認した結果を図 12 に示す⁸⁾。図中には、各サイクルの最大値を包含した曲線を引抜き荷重曲線として記載している。1 サイクルと多サイクル試験の引抜き荷重曲線は同様であり、試験後の残留変位量にも大きな差は見られなかった。また、多サイクル試験では、履歴荷重内で変位量がほぼ一致しており、進行性が殆ど生じないという履歴特性が明らかとなった。これより、新規荷重を与えた際に、支配的な変位量が発生していることが示唆される。上記の結果より、ロータスアンカー工法においても、受け入れ試験は、1 サイクル試験としても問題がないと考えられる。これらの結果を踏まえつつ、改訂施工マニュアル⁷⁾では、受け入れ試験は原則として 1 サイクルで行うことに変更した。

5.2 施工上の留意点

軌道直下など重要構造物に近接した箇所施工する場合には、軌道隆起が発生しないように計測管理することが重要である。地盤を隆起させずに安全に施工できるように、施工マニュアルでは、注入速度の範囲（2～5L/min）、注入圧の上限值（1.5～2.0MPa）に関して管理値を規定している。しかし、現場毎に地盤の性状にはバラツキがあり、地盤毎に注入圧力の変動や上限圧力も異なることが想定されるため、本来は最初に試し注入を行い、当該地盤に適した注入速度・圧力の管理基準値を設定することの重要性を追記した。また、加圧注入時にグラウト材が全て地山に注入されずに、インジェクションパイプの口元周辺から流出することがある。この場合、必要注入量が確保されず、地山補強材の造成が不十分となる恐れがあるため、加圧注入の際には周辺地盤の計測管理を行うとともに、注入口周辺の状況確認について追記した。

6. まとめ

本報では、以下の結論が得られた。

- (1) 加圧注入により、削孔径 115mm に対して 1.5～2.0 倍の補強材径の造成が可能となり同削孔径の無加圧注入工法よりも補強材の打設本数・長さを低減することができる。
- (2) 小型の削孔機械を用いることで狭隘部での施工が可能となった。擁壁・橋台などの補強では削孔径が小径であるためコンクリート壁面の削孔量を低減することができる。
- (3) 試験施工ならびに現場の実績から、土被り 1.5m では割裂注入の管理で施工することが可能で、1.5m 以浅でも注入速度や注入圧力の管理を行うことにより安全に施工ができる。
- (4) より合理的な品質管理ならびに施工時の留意点について追記し、施工マニュアルを改訂した。

文 献

- 1) 中島進, 大橋潤一, 高橋徳, 別府正顕, 横田弘一: 繰返し

注入を用いた地山補強土工法「ロータスアンカー工法」の開発, 基礎工, Vol.41, No.11, pp.74-76, 2013

- 2) RSI アンカー協会: RSI グランドアンカー工法 設計・施工マニュアル, 2021
- 3) 鉄道総合技術研究所: 鉄道構造物等設計標準・同解説 土留め構造物, 丸善出版, 2012
- 4) 出川博, 山元剛, 別府正顕: 鉄道軌道直下において繰返し注入型地山補強土工法「ロータスアンカー工法」を用いた耐震補強事例について, 土木学会年次学術講演会, Vol.72, pp.1203-1204, 2017
- 5) 別府正顕, 中島進, 田村幸彦: 狭隘箇所での地山補強材擁壁補強 - ロータスアンカー -, 基礎工, Vol.44, No.7, pp.70-72, 2016
- 6) RRR 工法協会: RRR-Nail ロータスアンカー工法 施工マニュアル, 2017
- 7) RRR 工法協会: RRR-Nail ロータスアンカー工法 施工マニュアル, 2022
- 8) 倉上由貴, 西田寿生, 吉田晋, 矢野康平, 藤村将治, 歳藤修一: ロータスアンカー工法の品質確認方法に関する一考察, 地盤工学研究発表会, Vol.56, 13-7-4-02, 2021

鉄道総研報告 監修スタッフ

■監修責任者

芦谷公稔

■編集責任者

谷村幸裕

■企画・監修

川崎邦弘

長倉 清

日比野有

高橋紀之

石毛 真

神田政幸

重枝秀紀

桃谷尚嗣

布川 修

新井英樹

福田光芳

松井元英

上半文昭

斉藤実俊

水上直樹

富田 優

小島謙一

鉄道総研報告 第37巻 第6号

2023年6月1日 発行

監修・発行所：公益財団法人 鉄道総合技術研究所

〒185-8540 東京都国分寺市光町2-8-38

©2023 Railway Technical Research Institute

本誌に関するお問い合わせ先
総務部広報 電話 042-573-7219

RTRI REPORT

Vol. 37 No. 6

Jun. 2023

PAPERS

- A Method of Internal Resistance Estimation by Measuring Ripple During Charging for Traction Battery
.....K.OSAKI, Y.TAGUCHI, A.WATANABE (1)
- Application of Phased Array Ultrasonic Testing Method to Flaw Detection in Vehicle Bogie Parts
.....K.MAKINO (7)
- Centrifugal Model Test and Design Method for Temporary Retaining Wall Using Soil Buttress as Displacement Suppressing
.....T.USHIDA, T.NAKASHIMA, T.MATSUMARU, T.NAKAYAMA, N.HIRAOKA, K.ITOH (15)
- Effect of Opening on Walls of Small Train Sheds on Wind Pressure and Response of Shed Members
.....D.ISHIKAWA, K.SHIMIZU, M.SUZUKI, Y.NOGUCHI (23)

RESEARCH REPORT

- Development and Construction of Ground Reinforcement Method using Pressurized Injection Materials
.....Y.KURAKAMI, S.NAKAJIMA, M.BEPPU, S.YAZAKI (31)

